

ESCUELA POLITÉCNICA SUPERIOR
UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID



INGENIERÍA INDUSTRIAL
DEPARTAMENTOS DE INGENIERÍA MECÁNICA

PROYECTO FIN DE CARRERA

ANÁLISIS NUMÉRICO DE CORTE ORTOGONAL
MEDIANTE MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS CON Y
SIN LÍMITE DE DAÑO CRÍTICO DEL MATERIAL

AUTOR: Norberto Feito Sánchez

DIRECTOR: José Luis Cantero Guisández

"La vida es aspirar, respirar y expirar."

Salvador Dalí

Agradecimientos

Ha sido difícil, pero al fin hemos llegado. Y si, digo hemos, porque aunque el trabajo teórico ha sido mío, el emocional ha sido compartido por todas y cada una de las personas que me rodean y que influyen de modo directo mi vida. Este trabajo ha sido fruto de la unión de mucha gente, porque si, es cierto que se necesitan tiempo y conocimientos para llevar a cabo un proyecto importante como éste, pero también se necesitan muchos paseítos para despejarse, palmaditas en la espalda, palabras de confianza, momentos de desestrés, comidas con los amigos, nostalgia de los momentos pasados, pensamientos compartidos de futuro... y eso no te lo da ni el tiempo ni los conocimientos.

Así que quiero hacer una mención a esas personas para las cuales la presentación de este proyecto supone una alegría compartida:

A mi familia, por su apoyo incondicional siempre, por su ayuda y su cariño.

A mi pareja, por su infinita paciencia.

A mis amigos de toda la vida, por creer más en mí que yo mismo.

A mis amigos de carrera, por todo lo compartido, que es muchísimo.

Y por último a mi tutor, por su tiempo y por guiarme en este proyecto.

Resumen

Este proyecto se centra especialmente en el análisis termomecánico del efecto de introducir un parámetros de limite de daño critico y eliminación de material en modelos de torneado en seco de aceros inoxidable austeníticos. Estos materiales son ampliamente utilizados en aplicaciones de elevada responsabilidad en diferentes sectores industriales.

La información obtenida en este análisis es solo a nivel científico, sin fines de aplicación reales, por lo cual el modelo no se ajusta en ningún momento en base a resultados con casos experimentales. Sin embargo se pueden utilizar para futuros proyectos en los que si se persiga esos fines.

La metodología empleada se ha basado en la técnica de modelización por elementos finitos de seis modelos con pequeñas variaciones en las condiciones de cada uno. El trabajo se ha dividido en dos partes; por un lado el estudio de la variación del radio de filo de las herramientas de corte y validación del modelo con datos experimentales, y por otro el estudio de la introducción de los limites de daño critico sin y con eliminación de material, en este último caso se incluye la variación del límite y sus efectos.

Adicionalmente se han realizado estudios relativos a la simulación numérica de pasadas sucesivas, y al efecto de las condiciones de deformación plana en los modelos bidimensionales, más concretamente considerando la variación del radio de punta sin incluir limite de daño.

A diferencia de otros trabajos, proyectos y tesis desarrollados por el departamento, la introducción de estos factores es totalmente novedosa por lo que todas las conclusiones extraídas del análisis termomecanico suponen un nuevo campo de investigación y desarrollo en el que profundizar más adelante.

Índice

A. ÍNDICE DE FIGURAS	iv
B. ÍNDICE DE TABLAS	x

Capítulo 1: Marco del Proyecto, Objetivos y Antecedentes 1

1.1 Motivación.....	1
1.2 Objetivos.....	2
1.3 Fases de desarrollo	4
1.4 Estructura del proyecto.....	5
1.5 Marco del proyecto. Trabajos previos	6
1.5.1 Trabajo experimental.....	7
1.5.2 Trabajo de simulación	8
1.5.3 Validación del modelo numérico	10
1.5.4 Análisis del efecto de varias pasadas.	11

Capítulo 2: Procesos de Mecanizado 12

2.1 Mecanizado.....	12
2.2 Fundamentos del arranque de viruta.....	13
2.2.1 Movimientos en el arranque de viruta.....	13
2.2.2 Parámetros de corte	14
2.2.3 Zonas del proceso de corte	16
2.2.4 Clasificación de la viruta.....	18
2.3 Corte ortogonal	20
2.3.1 Ángulos en el corte ortogonal.....	20
2.3.2 Fuerzas en el corte ortogonal.....	22
2.3.3 Velocidades en el corte ortogonal	25

2.3.4	<i>Temperaturas en herramienta y material</i>	26
2.3.5	<i>Rozamiento en el corte</i>	28
2.3.5	<i>Criterios de fractura dúctil</i>	31
2.4	<i>Elección de la herramienta para el mecanizado</i>	32
2.4.1	<i>Materiales de herramientas</i>	33
2.4.2	<i>Desgaste en la herramienta</i>	34
2.4.3	<i>Maquinabilidad de materiales</i>	39
2.5	<i>Aceros inoxidables</i>	39
2.5.1	<i>Tipos de aceros inoxidables</i>	40
2.5.2	<i>Designación e identificación</i>	41
2.5.3	<i>Selección de un acero inoxidable</i>	41
2.5.4	<i>Coste total</i>	42
2.5.5	<i>AISI 316L</i>	42
 Capítulo 3: Aplicación del Modelo de Elementos Finitos al Corte Ortogonal		44
3.1	<i>Funcionamiento del método de elementos finitos</i>	47
3.2	<i>Módulos de los programas de elementos finitos</i>	48
3.2.1	<i>Pre-procesador</i>	49
3.2.2	<i>procesador</i>	50
3.2.3	<i>Post-procesado</i>	50
3.3	<i>Criterio de fractura Cockroft & Latham</i>	50
 Capítulo 4: Desarrollo del Modelo Numérico		53
4.1	<i>Introducción</i>	53
4.2	<i>Descripción del proceso</i>	54
4.3	<i>Definición de la pieza</i>	55
4.3.1	<i>Geometría</i>	55
4.3.2	<i>Material</i>	56

4.3.3 Mallado.....	59
4.3.4 Condiciones de contorno	61
4.4 Definición de la herramienta	62
4.4.1 Geometría	62
4.4.2 Material	63
4.4.3 Mallado.....	63
4.4.4 Condiciones de contorno	64
4.5 Condiciones de fricción.....	65
4.6 Validación del modelo.....	65
4.7 Condiciones de eliminación de material.....	67
4.8 Otros parámetros y condiciones	68
4.9 Definición de la segunda pasada	70
Capítulo 5: Resultados Obtenidos	73
5.1 Estudio de la variación del radio de filo.	74
5.1.1 Geometría de la viruta.....	74
5.1.2 Fuerzas de mecanizado.....	79
5.1.3 Temperatura	85
5.1.4 Conclusiones de la primera parte.....	95
5.2 Estudio de la influencia del límite de daño crítico	97
5.2.1 Geometría de la viruta.....	97
5.2.2 Fuerzas de mecanizado.....	101
5.2.3 Temperatura	106
5.2.4 Conclusiones de la segunda parte	122
Capítulo 6: Conclusiones y Líneas de Trabajo Futuras	125
Capítulo 7: Bibliografía.....	130

Índice de figuras

CAPÍTULO 2

Figura 2.1: Parámetros de corte en un cilindrado	16
Figura 2.2: Esquema de la zona primaria y estudio de la temperatura en dicha zona mediante elementos finitos	16
Figura 2.3: Representación de la zona de cizalladura en la formación de viruta.	17
Figura 2.4: Representación de las zonas de corte	17
Figura 2.5: Ejemplos de viruta continua, semicontinua y discontinua	19
Figura 2.6: Esquema del corte Ortogonal. (OF) perpendicular a la velocidad de corte y corte oblicuo (OF) no forma un ángulo recto si no con inclinación	20
Figura 2.7: Superficies principales de una herramienta	21
Figura 2.8: Ángulos de corte ortogonal	22
Figura 2.9: Fuerzas en el corte ortogonal según la teoría de Merchant	24
Figura 2.10: Velocidades en el corte ortogonal	25
Figura 2.11: Representación gráfica de la distribución del calor en la pieza	26
Figura 2.12: Distribución de temperaturas en el filo de la herramienta y la viruta	27
Figura 2.13: Ejemplo de distribución típica de la energía total de corte entre la herramienta la pieza y la viruta en función de la velocidad de corte	27
Figura 2.14: Zonas de adhesión y deslizamiento en el corte	30
Figura 2.15: Distribución de tensiones sobre la herramienta	30
Figura 2.16: Clasificación de materiales según sus principales propiedades	34
Figura 2.17: Esquema de los diversos mecanismos de desgaste	36
Figura 2.18: Fotografía del desgaste de flanco	37
Figura 2.19: Fotografía del desgaste de cráter	37
Figura 2.20: Fotografía del desgaste por deformación	38
Figura 2.21: Fotografía del desgaste por fisura térmica	38

Figura 2.22: Fotografía de desgaste por astillamiento.....	39
Figura 2.23: Relación del AISI 304 con los demás aceros inoxidable y posición del 316L.....	43

CAPÍTULO 3

Figura 3.1: Ejemplo de mallado mediante DEFORM 2D	46
Figura 3.2: Interfaz del programa FEM de DEFORM 2D	48
Figura 3.3: Diagrama de flujo usado para determinar el factor de fricción m y el valor de daño crítico D	52

CAPÍTULO 4

Figura 4.1: Simplificación del modelo 3D al 2D	55
Figura 4.2: Caracterización de la pieza	55
Figura 4.3: Módulo de Young (MPa) en función de la temperatura (°C).....	57
Figura 4.4: Expansión térmica (mm/mm°C) en función de la temperatura (°C)	57
Figura 4.5: Conductividad térmica (N/s/°C) en función de la temperatura (°C)	58
Figura 4.6: Definición del calor específico (N/mm ² /°C): en función de la temperatura (°C)	58
Figura 4.7: Ventanas para el mallado de la pieza	61
Figura 4.8: Condiciones de contorno de velocidad aplicadas a la pieza	62
Figura 4.9: Geometrías de la herramienta de corte para el radio de arista 0.02 mm.....	62
Figura 4.10: Mallado de la herramienta.....	64
Figura 4.11: Condiciones de contorno de la herramienta.....	64
Figura 4.12: Modelización mediante ventanas de las zonas de fricción	65
Figura 4.13: Comparación de fuerzas de corte para el AISI 316L.....	66
Figura 4.14: Comparación de fuerzas de avance para el AISI 316L.....	66
Figura 4.15: Selección del criterio de fractura Cockcroft & Latham	68
Figura 4.16: Selección del límite de daño crítico 64	68

Figura 4.17: Formación de viruta en la segunda pasada.....	71
Figura 4.18: Mallado de la pieza para segunda pasada	72

CAPÍTULO 5

Figura 5.1: Ejemplo de medida del espesor de viruta.....	74
Figura 5.2: Variación del espesor de viruta en función del radio.....	75
Figura 5.3: Relación entre el espesor de viruta y el redondeo de filo	75
Figura 5.4: Diferencia de viruta entre redondeo 0.02 y 0.08 para la segunda pasada	76
Figura 5.5: Variación del ángulo de cizalladura en función del radio.....	77
Figura 5.6: Esquema de la medida de la longitud de contacto	78
Figura 5.7: Gráfica de la longitud de contacto en función del radio	79
Figura 5.8: Fuerzas de corte y de avance para la primera pasada en función del tiempo para el radio de punta de 0.02.....	80
Figura 5.9: Fuerzas de corte y de avance para la segunda pasada en función del tiempo para el radio de punta de 0.02.....	81
Figura 5.10: Comparación de fuerzas de corte y de avance para la primera pasada en función del tiempo, para el radio ambos radios (0.02 y 0.08).....	82
Figura 5.11: Variación de la fuerza de corte media en cada pasada vs el radio de punta de la herramienta.....	82
Figura 5.12: Variación de la fuerza de avance media en cada pasada vs el radio de punta de la herramienta.....	83
Figura 5.13: Variación del ratio F_a/F_c en cada pasada vs el radio de punta de la herramienta.....	84
Figura 5.14: Zonas de temperaturas máximas en la pieza.....	86
Figura 5.15: Distribución de temperaturas en la viruta para la primera pasada con los distintos radios (0.02 y 0.08 mm)	87

Figura 5.16: Distribución de temperaturas en la viruta para la segunda pasada con los distintos radios (0.02 y 0.08 mm)	87
Figura 5.17: Variación de temperaturas máximas en la viruta en función del redondeo de filo	88
Figura 5.18: Gráfica de temperaturas máximas en función del radio de punta en la zona de contacto herramienta – superficie mecanizada	89
Figura 5.19: Distribución de temperaturas en la primera pasada en la superficie mecanizada para los radios 0.02 y 0.08 mm	89
Figura 5.20: Distribución de temperaturas en la segunda pasada en la superficie mecanizada para los radios 0.02 y 0.08 mm	89
Figura 5.21: Evolución de la temperatura para la primera y segunda pasada con radio de arista 0.02 en función de la distancia de la zona mecanizada.....	91
Figura 5.22: Evolución de la temperatura para la primera y segunda pasada con radio de arista 0.08 en función de la distancia de la zona mecanizada.....	92
Figura 5.23: Distribución de la temperatura para la primera y segunda pasada con radio de arista 0.02 mm	93
Figura 5.24: Distribución de la temperatura para la primera y segunda pasada con radio de arista 0.08 mm	93
Figura 5.25: Evolución Temperatura máxima en la herramienta en la primera pasada para el redondeo de filo 0,08mm	94
Figura 5.26: Gráfica de temperaturas máximas frente al radio de arista.....	95
Figura 5.27: Geometría de la viruta para los casos 1) sin daño critico, 2) con daño 64 sin eliminación de material, 3) con daño 64 con eliminación de material y 4) con daño 68 y eliminación de material.....	97
Figura 5.28: Comparación del espesor de viruta para los modelos sin eliminación de material	98
Figura 5.29: Comparación de la distancia entre crestas en los dos modelos de eliminación de material.....	99

Figura 5.30: Variación de la longitud de contacto durante la formación de la viruta para los modelos con eliminación de material (3 y 4).....	100
Figura 5.31: Longitud de contacto de la viruta con la herramienta sin eliminación de material (1 y 2) y con eliminación de material (3 y 4).....	100
Figura 5.32: Gráfica de las fuerzas de corte para los modelos sin eliminación de material	101
Figura 5.33: Gráfica de las fuerzas de avance para los modelos sin eliminación de material 1 y 2	102
Figura 5.34: Gráfica de las fuerza de corte para limite de daño 64 con eliminación de material.....	103
Figura 5.35: Gráfica de la fuerza de avance para límite de daño 64 con eliminación de material.....	103
Figura 5.36: Comparación de las fuerzas de corte según el daño crítico	104
Figura 5.37: Comparación de las fuerzas de avance según el daño crítico	105
Figura 5.38: Distribución de temperaturas en la viruta para los modelos sin eliminación de material.....	106
Figura 5.39: Evolución de temperaturas máximas en la pieza para los modelos sin eliminación de material.....	107
Figura 5.40: Distribución de temperaturas en la viruta para los modelos con eliminación de material y diferente límite de daño en dos momentos de la simulación	108
Figura 5.41: Gráfico de evolución de temperaturas máximas en la pieza para los modelos 3 y 4	108
Figura 5.42: Evolución del diagrama de temperaturas en la pieza durante la formación de una cresta para el modelo 4 (limite de daño 68 con eliminación de material)	109

Figura 5.43: Tabla y gráfico de evolución del diagrama de temperatura máxima en la pieza durante la formación de una cresta para el modelo 4 (limite de daño 68 con eliminación de material)	110
Figura 5.44: Comparación de la temperatura máxima en la pieza en los distintos modelos.....	112
Figura 5.45: Distribución de temperaturas en la zona mecanizada para el modelo sin eliminación de material ni límite de daño crítico	113
Figura 5.46: Distribución de temperaturas en la zona mecanizada para el modelo sin eliminación de material y límite de daño crítico 64.....	114
Figura 5.47: Distribución de las temperaturas en la superficie mecanizada para los modelos sin eliminación de material (LDC 0 y 64)	114
Figura 5.48: Distribución de temperaturas sobre la superficie mecanizada para los modelos con eliminación de material (LDC 64 y 68).....	116
Figura 5.49: Distribución de temperaturas sobre la superficie mecanizada para los modelos con LDC 64 y 68 y eliminación de material.....	117
Figura 5.50 Distribución de temperaturas sobre la superficie mecanizada para todos los modelos	117
Figura 5.51: Distribución de temperaturas en la herramienta para los modelos 1 (sin condición de daño), 2 (con limite de daño 64 sin eliminación de material), 3 (con limite de daño 64 y eliminación de material) y 4 (con limite de daño 68 y eliminación de material)	118
Figura 5.52: Evolución de temperaturas máximas en la herramienta para los modelos sin eliminación de material.....	119
Figura 5.53: Evolución de temperaturas máximas en la herramienta para los modelos con eliminación de material.....	120
Figura 5.54: Comparación de la evolución de la temperatura máxima en la herramienta para todos los modelos.....	121

Índice de tablas

CAPÍTULO 1

Tabla 1.1: Casos recogidos por la Tesis para su estudio	7
---------------------------------------------------------------	---

CAPÍTULO 2

Tabla 2.1: Composición del acero AISI 316L	42
--------------------------------------------------	----

CAPÍTULO 4

Tabla 4.1: Parámetros de corte de las simulaciones	54
Tabla 4.2: Constantes para el material 316L según el modelo J-C	56
Tabla 4.3: Propiedades del acero 316L ensayado.....	59
Tabla 4.4: Composición para el acero AISI 316L	59
Tabla 4.5: Propiedades del material Wolframio al Carbono	63
Tabla 4.6: Parámetros de corte para la segunda pasada	71

CAPÍTULO 5

Tabla 5.1: Espesor de viruta	75
Tabla 5.2: Ángulo de cizalladura.....	77
Tabla 5.3: Longitud de contacto	78
Tabla 5.4: Fuerzas de corte, avance y ratio obtenidas en la primera y segunda pasada	80
Tabla 5.5: Fuerzas de corte, avance y ratio obtenidas en la primera y segunda pasada y en los datos experimentales y numéricos de la Tesis	84
Tabla 5.6: Temperaturas máximas alcanzadas en la zona de contacto viruta- herramienta	86

Tabla 5.7: Temperaturas máximas alcanzadas en la zona de contacto superficie mecanizada-herramienta	88
Tabla 5.8: Fuerzas medias en los modelos sin eliminación de material.....	101
Tabla 5.9: Fuerzas mínimas, medias y máximas obtenidas en los modelos 3 y 4 con eliminación de material para las fuerzas de corte y avance.	103
Tabla 5.10: Temperaturas medias de la zona de contacto viruta – herramienta para los modelos sin eliminación de material y LDC 0 y 64.....	106



Capítulo 1

Marco del Proyecto, Objetivos y Antecedentes.

1.1 Motivación.

En el Departamento de Ingeniería Mecánica se han realizado diversos estudios relativos a la modelización numérica de procesos de corte ortogonal con distintas geometrías de arista de corte.

En la situación de globalización actual, las empresas buscan la constante mejora de sus sistemas productivos, ya que esto les permite adquirir ventajas competitivas sobre la competencia. Dentro de algunos de estos sistemas productivos, cobran una gran importancia los procesos de mecanizado de material. Prueba de ello ha sido el gran crecimiento que ha experimentado esta industria en las últimas décadas, y la gran evolución que ha tenido el sector.

Un punto interesante dentro del mundo del mecanizado es el uso de aceros inoxidables en la industria, especialmente para aplicaciones de elevada responsabilidad en la industria aeroespacial, química o nuclear. Por ello el análisis de los procesos que intervienen durante su mecanizado es de gran importancia. Una de las condiciones en las que no se ha profundizado demasiado, es el trabajo de los mismos en ausencia de fluido de corte, lo que se conoce como mecanizado en seco. Éste se hace cada día más



interesante por razones medioambientales principalmente, aunque se utilización acentúa los factores que afectan al desgaste de las herramientas y a la integridad superficial de la pieza.

Por todas estas razones surge este proyecto como complemento a la Tesis doctoral de la profesora Nacarí Martín [1] del Departamento de Ingeniería mecánica de la Universidad Carlos III de Madrid, en el que además de profundizar en el estudio de modelos de la misma, se estudian nuevos e interesante parámetros que no se tuvieron en cuenta en el estudio de la Tesis y que proporcionan datos interesantes.

Todo ello se realizará a partir de un estudio basado en elementos finitos mediante el programa DEFORM 2D utilizado en el departamento de Ingeniería Mecánica y que proporciona muy buenos estudios.

1.2 Objetivos.

El objetivo principal de este proyecto consiste en analizar diferentes parámetros y el efecto que tiene sobre los resultados de un modelo numérico de Elementos Finitos de corte ortogonal, la variación del redondeo del filo de la herramienta, por un lado, y la introducción de un límite de daño crítico, por otro, siendo este último el de mayor interés de estudio ya que los resultados serán novedosos frente a los estudios ya realizados en otro proyectos o tesis. Hay que remarcar que, en este último caso, no se intenta ajustar el modelo a la obtención de datos de simulaciones reales, si no de ver la influencia de establecer un límite de daño crítico en los resultados de las simulaciones y la variación que supone el modificar este límite en distintos valores. Para todo ello tras la validación del modelo, se somete a estudio los siguientes casos:

- Corte de dos pasadas de un cilindrado con la herramienta empotrada en los dos bordes más alejados de la pieza. Se realizan dos modelos variando el radio de punta de la herramienta (0.02 mm y 0.08 mm) y manteniendo fijos el resto de parámetros.
- Corte de una pasada de un cilindrado con un límite de daño crítico, que no se tiene en cuenta en los casos anteriores, y con la herramienta empotrada en los



dos bordes más alejados de la pieza. Se realizan cuatro modelos entre los que se varía por un lado el límite de daño y por otro la condición de eliminación de material o no.

El análisis se ha realizado empleando un modelo numérico de corte del acero inoxidable austenítico AISI 316L basado en el modelo desarrollado y descrito en la Tesis [1] como se explicará más adelante.

Las principales aportaciones de este Proyecto Fin de Carrera respecto de los resultados mostrados en [1] pueden resumirse en los siguientes puntos:

- El análisis de resultados se realiza, para los casos sencillos, en 2 pasadas de corte.
- Se implanta un modelo de fricción de tipo Coulomb consistente en ventanas, separando en dos zonas el área de contacto entre la herramienta y la viruta, y la herramienta y la pieza. En la Tesis se consideraron distintas leyes de fricción optándose finalmente por una ley híbrida variable de gran complejidad. Sin embargo, otras leyes más sencillas ofrecían resultados no muy distintos a los obtenidos con esa ley.
- Utilización de la ecuación constitutiva del material AISI 316-L disponible en la librería del programa de elementos finitos empleado, DEFORM 2D, sin modificaciones. En la Tesis indicada se modificó la ley constitutiva del material disponible en la librería en base al comportamiento del material a temperatura ambiente y a baja velocidad de deformación. En dichas condiciones, la resistencia del material ensayado fue entre el 25% y el 30% mayor que la correspondiente al material de la librería del DEFORM. Las simulaciones desarrolladas en la Tesis se realizaron aplicando a la resistencia mecánica del material un coeficiente 1,275 independientemente de la temperatura y velocidad de deformación. Esta suposición puede introducir errores significativos.



- Aumento de la densidad de mallado en la zona de formación de la viruta respecto al modelo numérico desarrollado en la Tesis para la simulación de varias pasadas sucesivas. En la Tesis se determinó que era conveniente que los elementos de la malla en la zona de formación de la viruta tuvieran un tamaño del orden de $5\ \mu\text{m}$. Sin embargo, en el modelo realizado para simular varias pasadas sucesivas la malla tenía como elementos unos tamaños de $10\ \mu\text{m}$. El modelo desarrollado en este proyecto permite simular dos pasadas de corte y en ambas, el tamaño de los elementos de la malla de la zona de interés es de $5\ \mu\text{m}$.
- Variación del modelo sencillo a casos con implantación de un límite de daño crítico. A diferencia de la Tesis en las que este dato nunca se varió, se realiza un estudio sobre la variación del límite de daño crítico entre 64 y 68 y la condición de eliminación de material.

Por tanto, el modelo desarrollado en este Proyecto no incluye ninguna modificación esencial respecto del modelo establecido en la Tesis en cuanto al estudio de la variación del radio. Así las diferencias introducidas en este modelo no afectan de forma muy significativa a los resultados obtenidos. Sin embargo, si incluye una gran modificación en el estudio del modelo con la introducción de un límite de daño crítico, por la introducción, precisamente, de ese parámetro. Por todo ello, se considera que la validación experimental del modelo tomado como base las referencia [12] es suficiente, ya que se obtiene una adecuada correlación de los resultados obtenidos.

1.3 Fases de Desarrollo.

De forma muy esquemática y breve se muestran a continuación las fases de este proyecto:

1. Establecimiento y compresión del problema.
2. Documentación.
3. Aprendizaje del manejo del software DEFORM 2D.



4. Realización de simulaciones.

5. Análisis de resultados.

En realidad estas fases se han ido realimentando y solapando entre sí durante todo el proceso, de manera que unas han servido de apoyo a las otras.

De manera paralela se ha ido redactando el presente documento.

1.4 Estructura del Proyecto.

Para la consecución de los objetivos citados anteriormente, se ha decidido estructurar el proyecto como se muestra a continuación.

- **Capítulo 1:** Es el presente capítulo en el que se realiza una introducción al proyecto y los principales objetivos del mismo, así como la motivación para su realización. Se comenta en líneas generales el trabajo previo sobre el que se basa este proyecto, de manera que cualquier referencia al mismo durante el desarrollo del trabajo pueda ser fácilmente entendido.
- **Capítulo 2:** Explicación del marco teórico en el que se enmarca el proyecto, relacionados con el proceso de mecanizado, el corte ortogonal, las herramientas de mecanizado y los aceros austeníticos.
- **Capítulo 3:** Introducción al modelo de elementos finitos, su funcionamiento y modos de solucionarlo. Se explica cada una de los módulos del programa con el que se ha trabajado, y como se obtienen los resultados a través del mismo.
- **Capítulo 4:** Se explica cómo se ha realizado el trabajo de simulación, y las condiciones simuladas, los parámetros (geometrías de filo, parámetros de corte, número de pasadas, etc.) y todas las decisiones tomadas durante la simulación y se argumentan convenientemente. Además se valida el modelo.
- **Capítulo 5:** Resultados del modelo numérico y análisis de los mismos obtenidos en las simulaciones realizadas. Algunos de estos resultados se



presentan de manera cuantitativa, acompañados de tablas y diagramas y otros de manera cualitativa, acompañados de imágenes para la mejora de su comprensión.

- **Capítulo 6:** Desarrollo de las conclusiones obtenidas tras el análisis de los resultados de las distintas simulaciones. Se añaden las que se consideran que serían líneas de trabajo interesantes para un futuro complemento a este trabajo.
- **Capítulo 7:** Bibliografía empleada para la escritura de este documento.

1.5 Marco del Proyecto. Trabajos Previos.

Este proyecto surge a partir de la siguiente Tesis doctoral: “*ANÁLISIS TERMOMECÁNICOS DE LA INFLUENCIA DEL DESGASTE GEOMÉTRICO DE LAS HERRAMIENTAS EN PROCESOS DE CORTE ORTOGONAL DE ACEROS INOXISABLES AUSTENITICOS.*” [1] Por tanto se dedicará este apartado para resumir las partes más importantes de la misma y poner en antecedentes al lector.

La tesis mencionada forma parte de la investigación realizada en el marco del proyecto CYCIT con referencia DPI2005-08018 y CAM-UC3M CCG08-UC·M/DPI-4494, y desarrollado dentro del Grupo de Tecnología de Fabricación y Diseño de Componentes Mecánicos y Biomecánicos (FabDis) de la Universidad Carlos III de Madrid.

Esta tesis se centra en el estudio termomecánico del efecto que tiene el desgaste geométrico de la herramienta de torneado en seco de aceros inoxidable austeníticos, más concretamente del AISI 316L. El estudio abarca todos los tipos de desgaste geométricos existentes y para cada uno de ellos considera distintos niveles de desgastes y condiciones de corte. El siguiente cuadro recoge todos los casos estudiados.



<i>Herramienta</i>	<i>Condiciones de corte: Vc (m/min) / a (mm/rev.)</i>				<i>Nº Ensayos</i>
	<i>120 /0,1</i>	<i>120/0,05</i>	<i>240/0,1</i>	<i>240/0,05</i>	
Sin desgaste	X	X	X	X	4
Flanco 0,4	X	X	X	X	4
Flanco 0,8	X	X	X	X	4
Cráter 0,04	X	X	X	X	4
Cráter 0,08	X	X	X	X	4
Radio 0,05	X	X	X	X	4
Radio 0,08	X	X	X	X	4
Recrec. 0,2	X	X	X	X	4
Recrec. 0,5	X	X	X	X	4
Chafilán 0,075	X	X	X	X	4
Chafilán 0,15	X	X	X	X	4
Flanco-Red.	X	X	X	X	4
Flanco-Chafilán	X	X	X	X	4
<i>Nº Ensayos:</i>	13	13	13	13	52

Tabla 1.1: Casos recogidos por la Tesis para su estudio. [1]

Como se puede apreciar los casos estudiados son herramientas sin desgaste y herramienta con los siguientes tipos de desgaste: desgaste de flanco, desgaste de cráter, recrecimiento de filo, redondeo de arista, chafilán y desgastes combinados flanco-redondeo de arista y flanco-chafilán. Además cada desgaste se estudia a dos niveles.

De forma esquemática el trabajo realizado en la Tesis es el siguiente:

1.5.1 Trabajo experimental.

El trabajo experimental se divide en dos grandes apartados:

1. Ensayos de mecanizado con herramientas con geometría correspondiente a diferentes tipos y niveles de desgaste. Medida de las fuerzas de corte y avance generadas.

El material mecanizado corresponde a tubos sin soldadura de 28 mm de diámetro exterior y 2 mm de espesor, de acero AISI 316L.

Las herramientas de corte empleadas son de plaquita intercambiable, previamente generadas gracias a una metodología que permitió obtener mediante electroerosión por hilo herramientas de corte con geometrías correspondientes a distintos niveles de los principales tipos de desgaste. El material de la herramienta es carburo de wolframio (91% WC, 9% Co), por último el portaplaquitas estaba instrumentado mediante galgas extensiométricas para la medida de las fuerzas de corte y de avance.

Los ensayos de corte consistieron en el desplazamiento de la herramienta de corte en dirección paralela al eje de giro de la pieza, eliminando los 2 mm de espesor del tubo en una única pasada. Se trata de un mecanizado ortogonal ya que el filo de la herramienta está orientado perpendicularmente al eje de giro de la pieza. Todos los ensayos se realizan en seco, empleando un dispositivo de refrigeración por aire con objeto de enfriar la pieza y la herramienta después de cada ensayo.

Además se establece el mismo tiempo de corte para todas las condiciones (2 segundos), ya que se considera que este tiempo es suficiente para alcanzar condiciones estacionarias en la zona de corte, pero al mismo tiempo, es suficientemente pequeño para evitar un desgaste significativo de la herramienta.

2. Medida de tensiones residuales de la pieza mecanizada en los ensayos anteriores, tanto en la superficie en la superficie como en profundidad mediante el método de difracción de rayos X.

1.5.2 Trabajo de simulación.

Para el trabajo de simulación, por elementos finitos, se utiliza el software 2D.

El primer paso de este trabajo consiste en la generación de un primer modelo numérico para el caso de la herramienta sin desgaste, con el que simularán las cuatro condiciones de corte.

Para la correcta generación de este modelo numérico inicial, es necesario realizar análisis de sensibilidad para optimizar los mallados de la pieza y la herramienta, así como establecer la ley de comportamiento del material y un modelo de fricción adecuado en las zonas de contacto.

En esta tesis, la ley del comportamiento del material utilizada en el modelo numérico ha sido adaptada utilizando los datos del fabricante del material ensayado. En cuanto a la ley de fricción se utiliza inicialmente una ley con coeficiente de adhesión constante para todas las superficies de contacto.

Para mejorar este modelo y adaptarlo de forma que represente mejor las condiciones reales de mecanizado, se realizan variaciones del mismo que ajusten los resultados a los obtenidos experimentalmente. Los dos factores, que se estudian para el efecto son los siguientes:

– **Acomodación del filo:** en la realidad, durante los primeros instantes del proceso de mecanizado, se produce un súbito y ligero desgaste de flanco de aproximadamente 0.05 mm, al que se denomina acomodación de filo. Aunque es un hecho común en todos los procesos, generalmente no se tiene en cuenta en los modelos numéricos. En la Tesis se ha realizado simulaciones para las cuatro condiciones de corte y el caso de la herramienta sin desgaste incluyendo ese efecto. Se han comparado los resultados obtenidos de esta manera y los obtenidos sin tener en cuenta este efecto y se concluyó que la consideración de la acomodación del filo mejora los resultados numéricos con respecto a los experimentales.

– **Ley de fricción:** igualmente se estudia que ley de fricción, aplicada en el contacto viruta – superficie de desprendimiento, permite aproximar mejor el comportamiento del modelo a la expresión real. Para ello realizan simulaciones, igualmente para las cuatro condiciones de corte y para la herramienta sin desgaste, utilizando diferentes leyes de fricción, así como diferentes coeficientes para cada una. Las leyes simuladas son:

- **Ley de tipo Coulomb**, con coeficientes de rozamiento constante 0.3, 0.5, 0.8.
- **Ley de tipo adhesivo**, con coeficiente de cizalladura constante 0.3, 0.5, 0.8.
- **Ley de fricción variable**, con coeficientes de rozamiento y cizalladura variables con la presión normal. Esta ley de fricción establece dos zonas de contacto, correspondientes a zonas de fricción y deslizamiento.

Comparando las fuerzas obtenidas con los resultados experimentales, se concluye que la media de errores cometido con respecto a la realidad es más baja utilizando la ley de fricción híbrido variable, los coeficientes de Coulomb de 0.5 y 0.8 y el coeficiente de adhesión de 0.8. Si bien los resultados son muy parecidos entre sí, en la Tesis se decide utilizar la ley híbrido variable, por considerar que, como modelo, representa de manera más realista las condiciones de contacto que se producen en el mecanizado.

En cuanto a la zona de contacto pieza – superficie de incidencia, se establece un coeficiente de tipo Coulomb por no considerar la existencia de altas presiones normales. Se utiliza un coeficiente de 0.4 por ser un coeficiente típico en un contacto de este tipo entre estos dos materiales.

Una vez generado este modo óptimo, se utiliza para simular el resto de las geometrías y obtener a partir de dichas simulaciones tanto las fuerzas de mecanizado como otras variables imposibles de obtener a través de la metodología experimental, tales como espesor de viruta, temperaturas máximas, etc.

1.5.3 Validación del modelo numérico.

Para el ajuste del modelo numérico desarrollado en la Tesis se emplearon las fuerzas de mecanizado experimentales correspondientes a los ensayos realizados con herramientas sin desgaste.

La validación se lleva a cabo a través de la diferencia o error medio aritmético. Este error se obtiene con los valores absolutos de las diferencias puntuales obtenidas en fuerzas de corte, fuerza de avance y con la relación de fuerzas F_a/F_c :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sum_{i=1}^n |\varepsilon_i|}{n} \quad \varepsilon_i = \frac{v.\text{modelo} - v.\text{ensayo}}{v.\text{ensayo}} \times 100\%$$

Tras la realización de todos los cálculos se concluye que el modelo es válido para herramientas con geometrías relativas a un único tipo de desgaste, quedando descartadas las herramientas con geometría del tipo combinado.



1.5.4 Análisis del efecto de varias pasadas.

Se analiza el efecto que tiene la simulación de varias pasadas sucesivas sobre los resultados del modelo numérico. Para ello se simulan varias pasadas para todas las condiciones de corte y geometría de herramienta en ausencia de desgaste (considerando acomodación de filo) y varios tipos de desgaste a modo comparativo.

Dado que realizar más de una pasada genera variaciones mecánicas (endurecimiento por deformación, generación de tensiones residuales) y térmicas (aumento de la temperatura), se cuantifica qué efecto tiene cada uno de éstas, tanto por separado como de forma conjunta, en las fuerzas de mecanizado desarrolladas. Además se establece en qué casos se mejoran los resultados numéricos y en cuales se aumentan las diferencias de éstos respecto a los experimentales.

Para concluir se genera un modelo numérico en 3D para determinar el efecto que se produce al imponer condiciones de deformación plana.

Como conclusión más relevante se obtiene que la modelización 2D desarrollada en la Tesis, explica en parte el principal error encontrado en la predicción de fuerzas: excesivo aumento de la fuerza de avance para determinadas geometrías de herramienta. En cambio la simulación de pasadas sucesivas con los modelos 3D ha mostrado resultados similares a los obtenidos con los modelos 2D.



Capítulo 2

Procesos de Mecanizado.

2.1 Mecanizado.

Un **mecanizado** es un proceso de fabricación que comprende un conjunto de operaciones de conformación de piezas mediante la eliminación de material, ya sea por arranque de viruta o por abrasión. Se realiza a partir de productos semielaborados como lingotes, tochos u otras piezas previamente conformadas por otros procesos como moldeo o forja. Los productos obtenidos pueden ser finales o semielaborados que requieran operaciones posteriores.

En la fabricación por mecanizado se obtienen las dimensiones y la naturaleza superficial deseada de la pieza. Es el filo de la herramienta el que realiza el arranque de viruta, y según se éste, los procesos de fabricación por arranque de viruta se clasifican en:

- **Procesos de arranque con filos geoméricamente determinados:** Procesos en los que la herramienta arrancan las virutas con filos que tienen formas geométricas determinadas.
- **Procesos de arranque con filos no determinados:** Procesos en los que la herramienta arrancan finas virutas con granos abrasivos que no tienen una forma geométrica determinada.



El mecanizado se hace mediante una máquina-herramienta, manual, semiautomática o automática, pero el esfuerzo de mecanizado es realizado por un equipo mecánico, con los motores y mecanismos necesarios. En la máquina-herramienta se colocan y sujetan las herramientas y la pieza a mecanizar. Las herramientas de corte deben cortar el material en forma de viruta, por lo que es preciso que soporten las fuerzas producidas en el corte y que presenten elevada dureza y resistencia al desgaste.

La elección de la máquina-herramienta que satisfaga las exigencias tecnológicas, debe hacerse de acuerdo a los siguientes factores:

1. **Según el aspecto de la superficie que se desea obtener:** En relación a la forma de las distintas superficies del elemento a maquinar, se deben deducir los movimientos de la herramienta y de la pieza, ya que cada máquina-herramienta posee sus características que la distinguen y hacen evidente su elección.
2. **Según las dimensiones de la pieza a maquinar:** Se debe observar si las dimensiones de los desplazamientos de trabajo de la máquina-herramienta son suficientes para las necesidades de la pieza a maquinar. Además, se debe tomar en consideración la potencia que será necesaria durante el arranque de la viruta; la potencia estará en función de la profundidad de corte, la velocidad de avance y la velocidad de corte.
3. **Según la cantidad de piezas a producir:** Esta sugiere la elección más adecuada entre las máquinas de, tipo corriente, semiautomático y automático (en general, se emplean máquinas corrientes para producciones pequeñas y máquinas automáticas para producciones grandes).
4. **Según la precisión requerida:** Con este factor se está en condiciones de elegir definitivamente la máquina-herramienta adecuada

2.2 Fundamentos del Arranque de Viruta.

2.2.1 Movimientos en el arranque de viruta.

El arranque de viruta o partículas se realiza mediante la penetración de una herramienta, cuyo material es de mayor dureza que el de la pieza a cortar. Este



enclavamiento ocurre mientras se efectúa el movimiento relativo entre la pieza a trabajar y la herramienta de corte. Los distintos tipos de movimientos que aparecen en un proceso de arranque de viruta son:

1. **El movimiento de corte:** Es el que permite que la herramienta penetre en el material, produciendo viruta, y se identifica a través del parámetro *velocidad de corte*. Si no aparece el movimiento de avance, sólo arranca viruta durante una revolución (si el movimiento es circular, como es el caso del torneado o fresado) o durante una carrera (si el movimiento es rectilíneo, como en el caso del cepillado).
2. **El movimiento de avance:** Es el desplazamiento del punto de aplicación de corte, identificado a través del parámetro *velocidad de avance*. Combinado con el movimiento de corte, hace posible el arranque continuo de viruta.
3. **El movimiento de penetración:** Es con el que se consigue cortar un espesor de material identificado a través del parámetro *profundidad de pasada*.

2.2.2 Parámetros de corte.

Existen tres factores primarios que deben ser definidos en cualquier operación básica de mecanizado con arranque de viruta. Estos son: velocidad de corte, avance y profundidad de corte. Su ajuste en el proceso de arranque de viruta es determinante para que éste se realice de forma óptima.

– **Velocidad de corte (V_c):** Es la velocidad lineal relativa de la herramienta respecto de la pieza en la dirección y sentido del movimiento de corte. Se mide normalmente en metros por minuto (m/min). Si es excesivamente baja, la productividad es muy pequeña; si por el contrario se trabaja a demasiada velocidad, la herramienta se desgastará rápidamente. Los catálogos de los fabricantes de herramientas indican valores orientativos adecuados para cada material. Depende de múltiples factores, tales como material de la pieza, el material de la herramienta, la sección de viruta, la refrigeración, el tipo de construcción de la máquina, etc.

A partir de este dato se calculan las **revoluciones por minuto (n)** a las que gira el husillo o la herramienta, según sea el proceso en la máquina. Cada diámetro nos



entregará una velocidad de corte distinta, aunque la velocidad de rotación permanezca constante y es por esto que se debe tener especial precaución en decidirla. La relación entre V y n para los procesos de torneado y fresado es en ambos casos:

$$V_c = \frac{\pi \cdot n \cdot D}{1000} \quad (1)$$

Siendo:

- V_c = Velocidad de corte en m/min.
- D = Diámetro de la pieza (torneado) o de la herramienta (fresado, taladrado) en mm.
- n = Revoluciones de la pieza (torneado) o de la herramienta (fresado, taladrado) en un minuto (r.p.m.).

– **Avance (a):** Se refiere a la herramienta de corte, y se expresa como la razón de la distancia longitudinal recorrida por la herramienta por revolución del husillo (mm/rev). Conocidos la velocidad de giro (n en r.p.m.) y el avance (a en mm), se calcula la velocidad de avance (V_a), que se suele expresar en milímetros por minuto (mm/min):

$$V_a = a \cdot n \quad (2)$$

– **Profundidad de corte (p):** Llamado también encaje axial, se refiere al espesor, Δdiámetro o Δradio (según este convenido) que es removido en la operación de mecanizado. Esta es una magnitud transversal por lo que se expresará en mm u otra unidad de longitud. Junto con el avance (a) mencionado anteriormente se calcula la sección de viruta (S), que se expresa en milímetros cuadrados (mm²):

$$S = a \cdot p \quad (3)$$

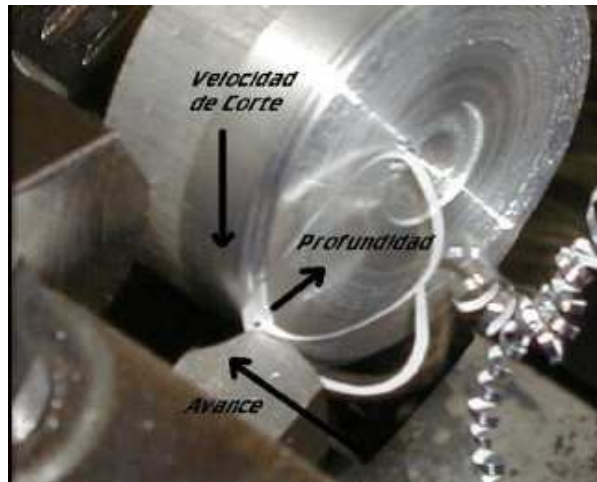


Figura 2.1: Parámetros de corte en un cilindrado.

2.2.3. Zonas del proceso de corte.

La formación de la viruta se inicia con un proceso de cizalladura en la región denominada *zona de deformación primaria*, que se extiende desde la arista de la herramienta hasta el punto en donde se unen las superficies de la viruta y de la pieza antes de ser mecanizada.

La zona de cizalladura o *zona primaria* se encuentra situada frente al filo de la herramienta y con una orientación definida por el ángulo de cizallamiento (ver figura 2.2). En esta zona se produce un cizallamiento severo que da lugar a la geometría de la viruta que se desliza a lo largo de la cara de desprendimiento. La deformación del material en esta zona se traduce en una enorme cantidad de energía de deformación que se convierte en calor. El 80% del calor generado en la zona de corte es debido a la deformación plástica del material en la zona primaria.

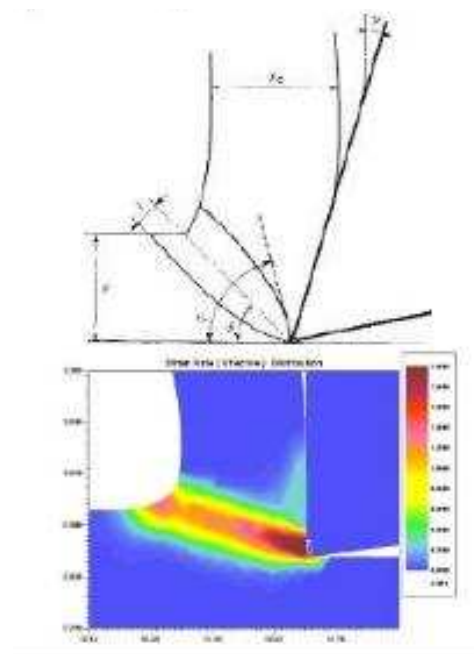


Figura 2.2: Esquema de la zona primaria y estudio de la temperatura en dicha zona mediante elementos finitos. [18]

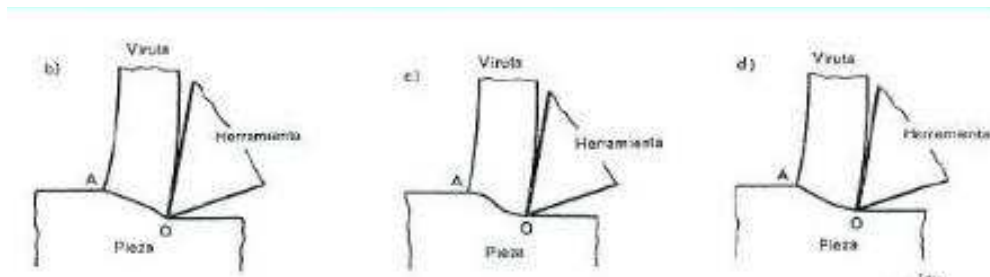
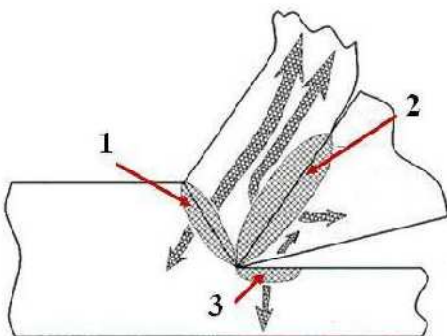


Figura 2.3: Representación de la zona de cizalladura en la formación de viruta. [18]

La viruta, substancialmente endurecida por deformación, fluye deslizándose sobre la superficie de desprendimiento, en donde existen altas tensiones normales y cortantes (*zona secundaria*). En la zona paralela a la cara de la herramienta es donde se va a producir principalmente el fenómeno de la fricción. Nos interesará reducir en la medida de lo posible esta fricción. Para ello se pueden tomar las siguientes medidas:

- Mejorar el acabado de la herramienta y del filo.
- Utilizar herramientas y piezas con poco rozamiento.
- Aumentar la velocidad de corte.
- Aumentar el ángulo de desprendimiento.
- Utilizar un fluido de corte.

Reducir la fricción tendrá como consecuencia un aumento del ángulo de cizalladura y una reducción del grosor de la viruta generada. También acarreará la consecuente reducción de temperaturas.



Entre la superficie mecanizada y el flanco se crea un área de contacto que puede inducir tensiones residuales en la pieza (*zona terciaria*).

Figura 2.4: Representación de las zonas de corte.



2.2.4. Clasificación de la viruta.

La forma que toma la viruta se debe principalmente al material que se está cortando. Al observar la formación real de virutas bajo distintas condiciones de corte, se ven desviaciones apreciables del modelo ideal.

Una viruta posee dos superficies: una en contacto con la cara de la herramienta (cara de ataque) y otra de la superficie original de la pieza. La cara de la viruta hacia la herramienta es brillante o bruñida, y ello se debe al frotamiento de la viruta al subir por la cara de la herramienta. La otra superficie de la viruta no se pone en contacto con cuerpo alguno. Esta superficie posee un aspecto rasgado y áspero, que se debe al propio proceso de corte.

El tipo de viruta está determinado primordialmente por:

- Propiedades del material a trabajar.
- Geometría de la herramienta de corte.
- Condiciones de corte (profundidad de corte, velocidad de avance y velocidad de corte).

En general, es posible diferenciar inicialmente tres tipos de viruta:

– **Viruta continua:** La viruta continua se suele formar con materiales dúctiles a grandes velocidades de corte y/o grandes ángulos de ataque. Las virutas continuas pueden, por fricción, desarrollar una zona secundaria de corte en la interfase entre la herramienta y la viruta. Aunque en general producen buen acabado superficial, no siempre son deseables, en especial en las máquinas herramientas controladas por ordenador que son habituales hoy en día. Tienden a enredarse en el portaherramientas, los soportes y la pieza, así como en los sistemas de eliminación de viruta y se debe parar la operación para apartarlas. Este problema se puede aliviar con los rompe-virutas, y cambiando los parámetros como la velocidad de corte, el avance y los fluidos de corte.

– **Viruta escalonada o segmentada:** Las virutas escalonadas (también denominadas virutas segmentadas o no homogéneas) son semicontinuas, con zonas de baja y alta



deformación cortante. Los metales con baja conductividad térmica y resistencia que disminuye rápidamente con la temperatura, como el titanio, muestran este comportamiento. Las virutas tienen un aspecto de viruta serrada.

– **Viruta discontinua:** Las virutas discontinuas consisten en segmentos que pueden fijarse, de forma firme o floja, entre sí. Cuando se forman virutas discontinuas, adquieren importancia la rigidez del portaherramientas, así como la máquina herramienta. Si no se tiene una rigidez adecuada, la máquina puede comenzar a vibrar, lo que es perjudicial para el acabado superficial y las dimensiones finales de la pieza mecanizada, además de que puede contribuir a un desgaste excesivo de la herramienta. Se suelen formar bajo las siguientes condiciones:

- Materiales frágiles en la pieza, porque no tienen la capacidad para absorber las grandes deformaciones constantes que se presentan en el corte.
- Materiales de la pieza que contienen inclusiones e impurezas duras.
- Velocidades de corte muy bajas o altas.
- Grandes profundidades de corte.
- Ángulos de ataque bajos.
- Falta de un fluido de corte eficaz.
- Baja rigidez de la máquina de la herramienta.

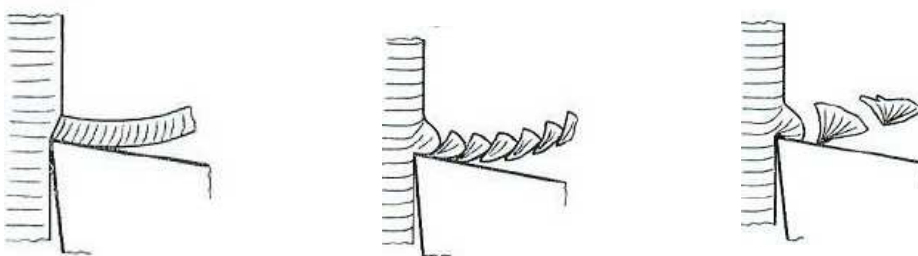


Figura 2.5: Ejemplos de viruta continua, semicontinua y discontinua. [18]

2.3. Corte Ortogonal.

Cuando el desplazamiento relativo entre la herramienta y el material de la pieza es perpendicular al filo de corte, se dice que el corte es *ortogonal*. En el caso en que el filo de corte tenga un ángulo de inclinación, se denomina de corte *oblicuo*. En la práctica es frecuente considerar el modelo de corte ortogonal por su mayor sencillez de análisis y porque generalmente el ángulo de inclinación se aproxima bastante al valor de corte ortogonal.

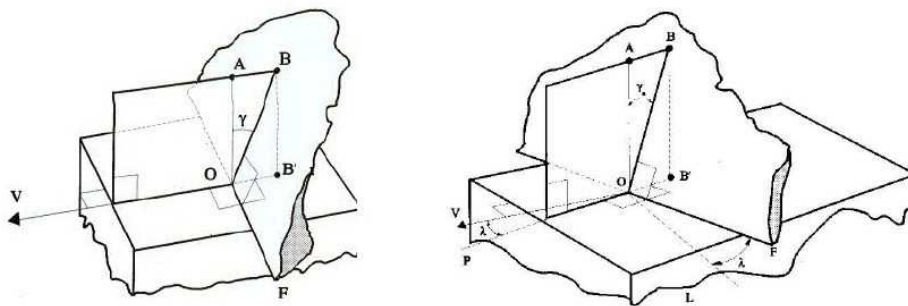


Figura 2.6: Esquema del corte Ortogonal. (OF) perpendicular a la velocidad de corte y corte oblicuo (OF) no forma un ángulo recto si no con inclinación. [18]

2.3.1. Ángulos en el corte ortogonal.

Las partes importantes de una herramienta en el corte ortogonal son:

- **La superficie de ataque o de desprendimiento:** Es la cara de la herramienta sobre la que desliza el material desprendido.
- **La superficie de incidencia:** Es la cara de la herramienta que queda frente a la superficie trabajada de la pieza.
- **El filo o arista cortante:** Intersección entre las superficies de incidencia y desprendimiento.

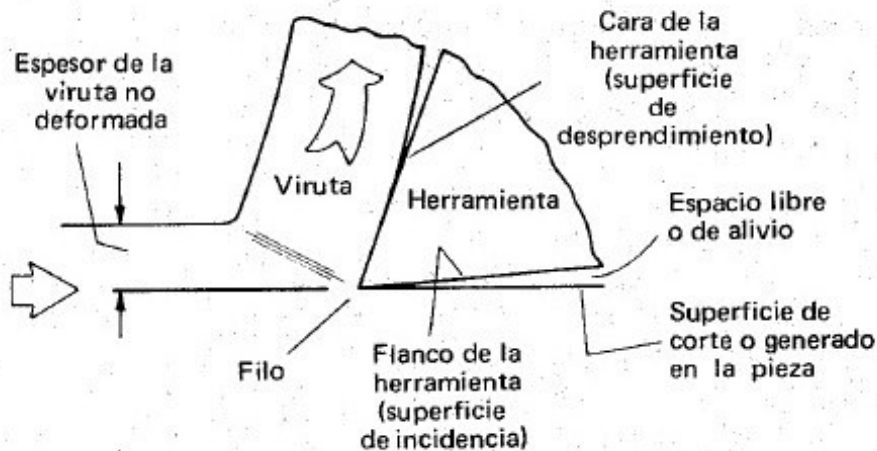


Figura 2.7: Superficies principales de una herramienta.

La geometría del corte ortogonal viene definida por tres ángulos característicos que son de gran influencia y por la profundidad de la pasada :

- **Ángulo de incidencia (α):** Es el ángulo formado por la cara de incidencia de la herramienta y la superficie de la pieza ya mecanizada. Si el valor del ángulo de incidencia disminuye aumentará el contacto existente entre la herramienta y la pieza, como consecuencia aumentará también la temperatura y disminuirá la vida de la herramienta. Por el contrario si el valor del ángulo de incidencia aumenta se debilitará el filo de la herramienta.

- **Ángulo de desprendimiento (γ):** Es el ángulo formado por la cara de desprendimiento de la herramienta y la dirección perpendicular a la superficie mecanizada. Este ángulo puede tener un sentido positivo si es como en la figura (en sentido horario) o sentido negativo, si es en sentido contrario. Cuanto más positivo es este ángulo menor es el rozamiento entre la viruta y la herramienta. Por el contrario cuanto más negativo es aumenta la robustez de la herramienta. Un ángulo de desprendimiento grande hace que la herramienta penetre y corte bien, dando un mejor acabado superficial, pero queda muy debilitado el filo. Un ángulo de desprendimiento pequeño favorece la resistencia de la herramienta, pero la energía consumida y el calentamiento de la herramienta aumentan. En general, el ángulo de desprendimiento más adecuado será el mayor que la herramienta pueda soportar sin romperse. Su

elección estará condicionada por la resistencia del material de la herramienta, el material a mecanizar y el avance.

– **Angulo de filo o herramienta (β):** Es el ángulo formado por las caras de incidencia y desprendimiento de la herramienta.

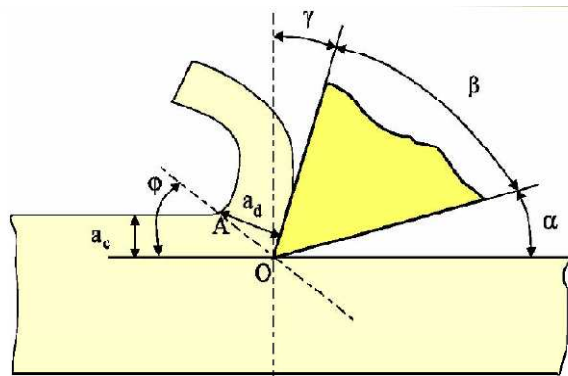


Figura 2.8: Ángulos de corte ortogonal. [5]

También son de gran importancia los siguientes parámetros [5]:

– **Ángulo de deslizamiento o cizalladura (ϕ):** Es el ángulo formado por la superficie de la pieza y el plano de deslizamiento. Este es un plano teórico en el que se produce la deformación del material de la pieza. En rigor se trata de una zona de deslizamiento más que de un plano propiamente dicho, sin embargo en la práctica es frecuente reducir esta zona estrecha a un plano.

– **Espesor de viruta deformada (a_d):** Es el espesor del material eliminado después de haber sufrido la deformación.

– **Factor de recalcado (z):** Es el cociente entre los espesores de viruta deformada y sin deformar. Es siempre mayor o igual que la unidad.

2.3.2. Fuerzas en el corte ortogonal.

Las fuerzas de reacción del material no actúan en el mismo filo, sino en una zona tanto más alejada de él cuanto más pequeño sea el ángulo de desprendimiento. Se tienen las siguientes fuerzas una vez comenzado el mecanizado:



- **F_c**: Fuerza de corte, que nos permitirá conocer la potencia necesaria.
- **F_d**: Fuerza de deslizamiento, permite calcular las tensiones cortantes en el plano donde se produce la viruta.
- **F_r**: Fuerza de rozamiento entre viruta y herramienta.

El **modelo de Merchant** supone un equilibrio de fuerzas entre la herramienta y nuestra pieza a mecanizar, es decir, la fuerza que ejerce la herramienta sobre la pieza (R') es igual en magnitud y dirección a la fuerza que ejerce la herramienta sobre la pieza (R) solo que con sentidos opuestos,

$$R = R' \quad (4)$$

La fuerza R puede ser descompuesta según dos sistemas de referencia o criterios distintos:

– Se pueden descomponer las fuerzas según los ejes de abscisas y ordenadas en fuerza en la dirección X (F_c) y fuerza en la dirección Y (N_c). F_c es la fuerza en la dirección del corte y N_c es la fuerza de empuje, en dirección perpendicular a la velocidad de corte y a la superficie de trabajo, es decir, el avance:

$$F_c = R \cos(\rho - \gamma) \quad (5)$$

$$N_c = R \sin(\rho - \gamma) \quad (6)$$

– También pueden ser descompuestas en otros ejes resultando las fuerzas F que actúa sobre el plano del corte y N que actúa sobre un plano normal al de corte; por un lado tomando como referencia en el plano de cizalladura, y el normal al mismo. F_s nos permite calcular las tensiones cortantes en el plano donde se produce la viruta:

$$F_s = R \cos(\psi + \rho - \gamma) \quad (7)$$

$$N_s = R \sin(\psi + \rho - \gamma) \quad (8)$$

Y por otro lado tomando como referencia la superficie de rozamiento viruta-herramienta y la normal al mismo, que origina la compresión sobre la herramienta:



$$F_r = R \sin \rho \quad (9)$$

$$N_r = R \cos \rho \quad (10)$$

En ambos casos la suma de las componentes es igual a R como se muestran en la siguiente figura:

$$R = F_c + N_c = F_s + N_s = F_r + N_r \quad (11)$$

Llegados a este punto se puede calcular cual es el coeficiente de fricción global (μ_{global}) que actúa entre la viruta y la herramienta sin más que dividir cada fuerza tangencial (F) entre su correspondiente normal (N).

$$\mu = F_r / N_r \quad (12)$$

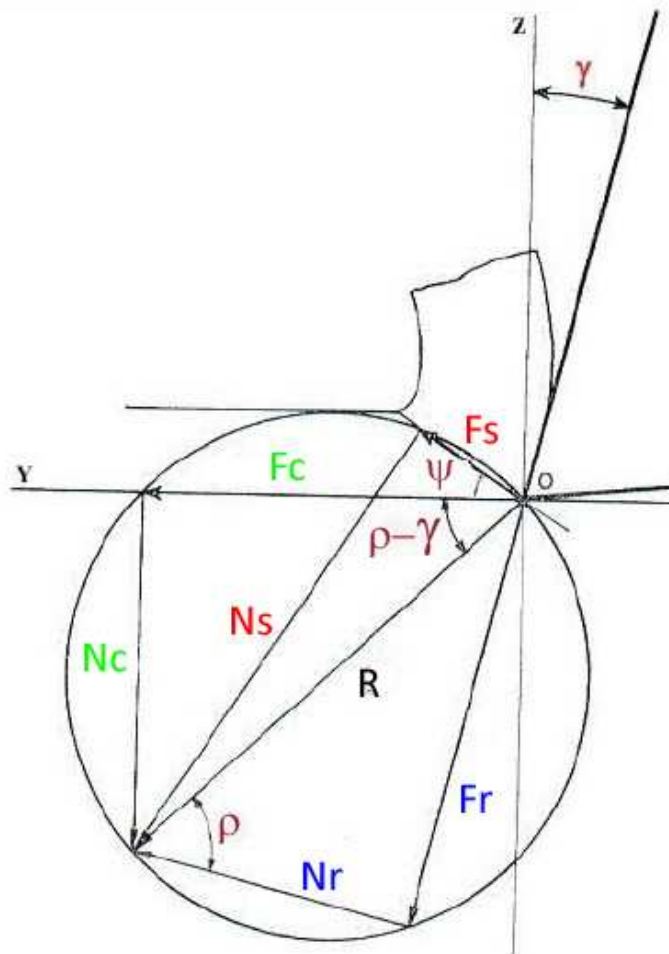


Figura 2.9: Fuerzas en el corte ortogonal según la teoría de Merchant. [4]

Para la determinación del ángulo de la fuerza de reacción (ρ) se han desarrollado diversas teorías. La de Merchant concretamente obtiene a partir de sus hipótesis una relación entre dicho ángulo y los de cizalladura y desprendimiento:

$$\rho = \pi/2 + \gamma - 2\psi \quad (13)$$

El ángulo de cizalladura se puede calcular a su vez a través del factor de recalcado, que ya se explicó anteriormente, pero que se relaciona con los ángulos mediante la siguiente expresión:

$$\text{tg}\psi = \frac{\cos\gamma}{Cr - \text{sen}\gamma} \quad (14)$$

2.3.3. Velocidades en el corte ortogonal.

Con respecto a la cinemática del corte, el modelo de Merchant considera tres velocidades importantes, que son:

- V : Velocidad de corte: relativa entre herramienta y la pieza, debida al movimiento de corte.
- V_s : Velocidad de deslizamiento de la viruta respecto pieza
- V_c : Velocidad de deslizamiento de la viruta respecto herramienta.

Estas tres velocidades se pueden relacionar por la siguiente ecuación:

$$\frac{v_s}{\cos \gamma} = \frac{v_c}{\sin \phi} = \frac{v}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (15)$$

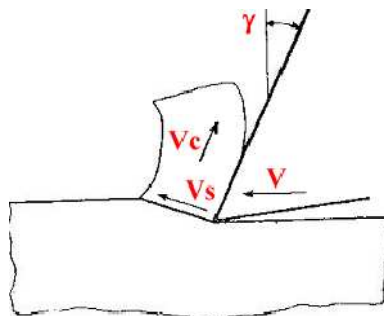


Figura 2.10: Velocidades en el corte ortogonal. [5]



2.3.4. Temperaturas en herramienta y material.

Después de las fuerzas, posiblemente el parámetro de mayor importancia en el mecanizado es **la temperatura**. La temperatura alcanzada en las operaciones de mecanizado es un parámetro crítico para la vida útil de la herramienta, la calidad de las superficies mecanizadas y en las propiedades mecánicas del material resultante.

El arranque de la viruta y el trabajo empleado en su deformación se transforman en calor que provoca elevadas temperaturas en la zona de corte. Las energías de deformación y de fricción en los procesos de corte se disipan en forma de calor el cual contribuye al aumento de la temperatura en la zona de corte. Las mayores temperaturas se alcanzan en la superficie de desprendimiento de la herramienta, en zonas cercanas al filo. Se producirán mayores temperaturas cuanto más duro sea el material a mecanizar, mayor sea la profundidad de pasada y mayor sea la velocidad. Este calor será generado en aproximadamente las siguientes proporciones:

- Un 80% del calor será generado en la zona primaria.
- Un 18% del calor generado será debido a la fricción entre la pieza y la herramienta.
- El 2% restante del calor generado se produce por el rozamiento de la punta del corte sobre la superficie de la pieza.

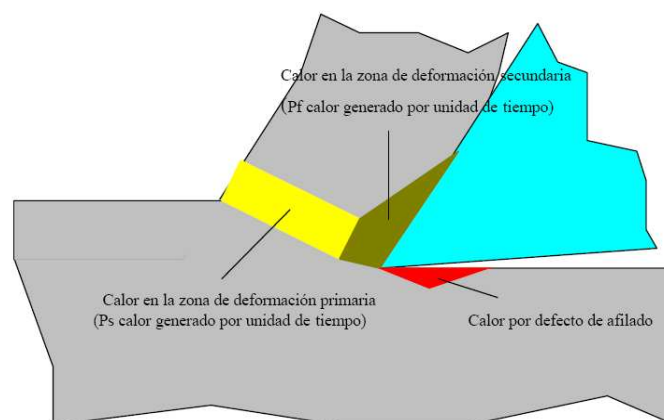


Figura 2.11: Representación gráfica de la distribución del calor en la pieza. [5]

Parte del calor generado en el mecanizado se disipa a través del ambiente y fluido de corte en el caso de utilizarse. El resto del calor se evacúa:

- Por la viruta (80%).
- Por la herramienta (15%), interesa que sea rápido.
- Por la pieza (5%), lo evacua bien al tener mucha masa.

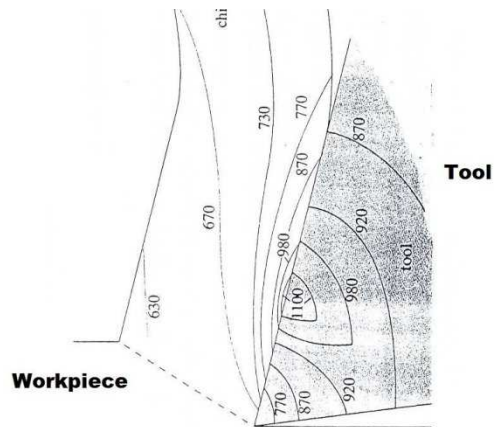


Figura 2.12: Distribución de temperaturas en el filo de la herramienta y la viruta. [6]

El reparto entre estos tres medios de disipación depende de la velocidad de corte; al aumentarla disminuye el porcentaje evacuado por la pieza y herramienta y aumenta el calor evacuado por la viruta, hecho que se considera deseable. Para disminuir la temperatura de la herramienta se aumenta su sección o se refrigera adecuadamente. Esto último se consigue mediante los fluidos de corte, que son capaces de alargar la vida de las herramientas, y conseguir un mejor acabado dado que permiten aumentar la velocidad de corte.

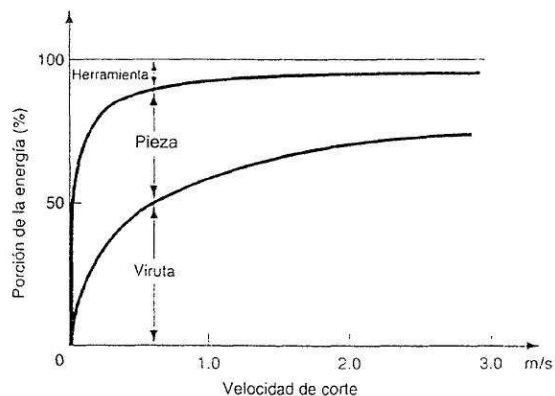


Figura 2.13: Ejemplo de distribución típica de la energía total de corte entre la herramienta la pieza y la viruta en función de la velocidad de corte. [7]



El agua es el mejor refrigerante, pero no un buen lubricante. Si lo primordial es refrigerar, se usa agua con aceites solubles (emulsiones o taladrinas), y si interesa lubricar, aceites de corte. Importante factor es que el líquido sea abundante, continuo y vaya dirigido al punto de contacto herramienta-pieza-viruta. Además, otras funciones de los fluidos de corte son eliminar las virutas y proteger a la pieza y máquina del óxido. Debe ser una emulsión estable y tener un buen control bacteriológico.

Tipos de aceites de corte: la selección dependerá del tipo de operación, condiciones, material... la clasificación regulada por la DIN 51385 y la ASTM D 2881 es la siguiente:

- **Aceites de corte:** aceites minerales, poco poder de refrigeración. Operaciones severas, con grandes caudales de viruta.
- **Taladrinas de aceite solubles:** emulsiones de agua y aceites minerales o vegetales. Aspecto lechoso, operaciones de mecanizado medio y ligero.
- **Taladrinas semisintéticas:** llevan inhibidores de oxidación, bactericidas...
- **Taladrinas sintéticas:** no incluyen aceite. Refrigeración y control de la corrosión.

El fluido de corte es un elemento que se debe evitar utilizar siempre que sea posible, por razones medioambientales, ya que es altamente contaminante. En la actualidad la tendencia a seguir es el mecanizado en seco.

2.3.5. Rozamiento en el corte.

La fricción y el desgaste son respuestas del sistema en cuanto a la tribología, que describen el estado de contacto entre dos cuerpos (Kato, 2000). Muchos autores han tratado de explicar qué modelo de fricción es el más adecuado para el mecanizado (Ceretti et al, 1996) (Bailey, 1975) (Filice et al, 2007), pero aún no se ha comprendido en toda su extensión el fenómeno tribológico del contacto en el mecanizado.

Incluso la superficie metálica “plana” mejor preparada presenta numerosas crestas y valles. Cuando dos superficies son colocadas juntas, el contacto se establece únicamente entre los picos de unas pocas irregularidades en cada superficie. Si se aplica



una fuerza normal, se produce el aplastamiento en las puntas de los relieves que están en contacto, y el área real de contacto A_r , aumenta hasta que es capaz de soportar la carga aplicada. Para la mayoría de las aplicaciones, esta área es solo una fracción del área aparente de contacto A_a y viene dada por la siguiente expresión:

$$A_r = \frac{N}{\sigma_y} \quad (16)$$

Donde N es la fuerza normal y σ_y el límite elástico del metal más blando. En estas condiciones el rozamiento es independiente del área aparente de contacto y proporcional a la fuerza normal entre las dos superficies.

$$F_R = \mu \cdot N \quad (17)$$

Coulomb verificó esta ley y añadió que el coeficiente de rozamiento es esencialmente independiente de la velocidad de deslizamiento.

- **Rozamiento por adhesión:** Si la carga normal aplicada a un área aumenta, la deformación plástica de las asperezas que forman parte del área ocurre para poder soportar la carga aplicada, presentándose una condición de adhesión de las asperezas, en donde el área real se aproxima al área aparente ($A_r = A_a$). En este punto se habla de una condición de adhesión. Bajo estas condiciones, la fuerza de rozamiento se mantiene constante con independencia de la fuerza normal existente entre viruta y herramienta. Este tipo de rozamiento se da en puntos de la superficie de la herramienta cercanos al filo.

- **Rozamiento de Coulomb:** Si por otra parte, se produce un movimiento relativo entre las dos superficies en contacto, la rotura de las asperezas soldadas da lugar a una condición de fricción por deslizamiento, en donde $A_r < A_a$. En esta zona se puede aplicar la ley de Coulomb (Bailey, 1975). Los cambios en la condición de fricción se deben a la variación en la temperatura (ablandamiento térmico). Este tipo de rozamiento es el que se produce entre la viruta y la superficie de desprendimiento de la herramienta en zonas suficientemente alejadas del filo.

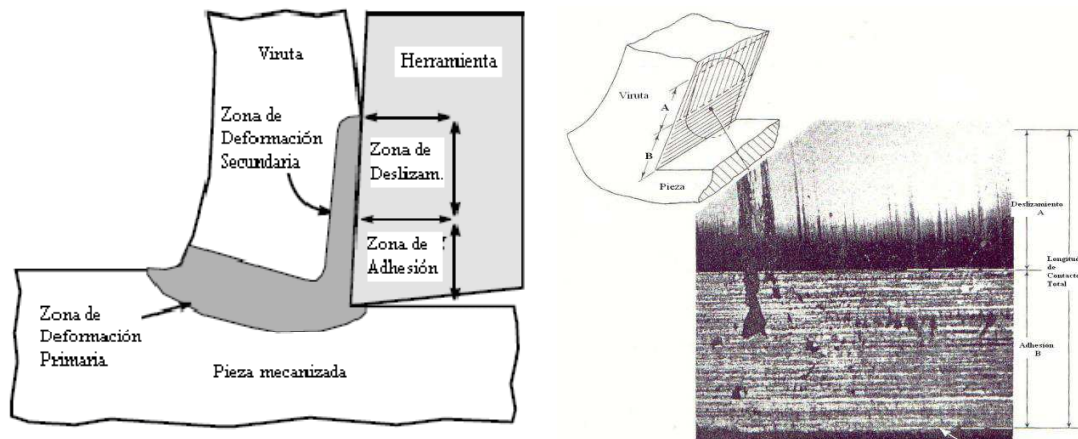


Figura 2.14: Zonas de adhesión y deslizamiento en el corte. [9]

Cuando está presente el fenómeno de soldadura, el ángulo medio de fricción ρ sobre la cara de la herramienta dependerá de la forma de la distribución de la presión normal sobre dicha cara, de la longitud de contacto entre viruta y herramienta, de la tensión media de cortadura para el material de la viruta en la zona soldada, y del coeficiente de rozamiento en la zona de deslizamiento.

Un análisis de la distribución de presiones sobre la cara de la herramienta muestra que el ángulo medio de rozamiento depende principalmente de la tensión normal media sobre la superficie de la herramienta. Este resultado explica la influencia del ángulo γ_{ne} sobre la fuerza de rozamiento, puesto que a medida que se incrementa γ_{ne} , la componente normal a la herramienta de la fuerza resultante de corte disminuirá, y por tanto la presión normal media disminuirá también.

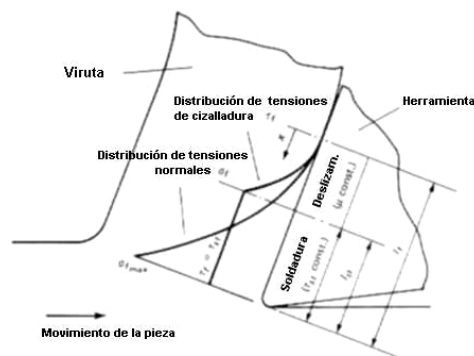


Figura 2.15: Distribución de tensiones sobre la herramienta. [5]



Cuando se cizallan las microsoldaduras, se arrancan partículas de material de la superficie de la herramienta, que se eliminan junto con la viruta. Esto produce una cavidad en la superficie de la herramienta (desgaste por cráter), que generalmente comienza por encima del filo de corte.

Si se forma un número suficiente de estos puntos de soldadura cerca del filo de corte, ya no pueden ser totalmente cortados de la superficie de la herramienta, y se forma en la cara de la herramienta lo que se conoce por recrecimiento en el filo.

Partes de este recrecimiento en el filo se separan ocasionalmente, y son arrastradas con la viruta. Sin embargo, muchas de estas partículas metálicas también se deslizan por debajo del filo de corte de la herramienta, y permanecen adheridas a la pieza. La consecuencia es un pobre acabado superficial y riesgo de rotura o arranque de partículas en la arista de corte.

2.3.6 Criterios de fractura dúctil.

Una amplia gama de criterios de fractura dúctil están basados en el hecho de que el fallo es consecuencia de un proceso de acumulación de daño durante el proceso de deformación. Este daño se representa por una función que depende de la historia del proceso de deformación, quedando así el criterio expresado en términos de una integral de dicha función, extendida sobre todo el proceso desde el comienzo de la deformación, hasta el instante en que se alcanza la deformación de rotura. En general se establece que la fractura dúctil se produce cuando el máximo de dicha función supera un cierto valor crítico.

Los criterios considerados se pueden clasificar en dos grupos. El primer grupo lo forman aquellos criterios que están basados en reglas semi-empíricas, resultantes de la experimentación, como el criterio de Freundenthal o criterio del trabajo plástico (Eq. 1.38) que considera que la fractura se produce cuando el trabajo plástico acumulado a lo largo del proceso alcanza un determinado valor. Cockcroft y Latham, propusieron una modificación a dicho criterio, considerando que la fractura dúctil es producida por el trabajo plástico realizado por la tensión principal máxima (Eq. 1.39); y el de Brozzo et



al., en el que se introduce el efecto de la tensión hidrostática en el criterio como consecuencia de los resultados experimentales observados (Eq. 1.40).

El segundo tipo de criterios considerados tienen en cuenta el daño interno. Estos tratan de modelar el hecho experimental de que a nivel microscópico la fractura dúctil es causada por el proceso de nucleación, crecimiento y coalescencia de huecos. Los huecos que aparecen, han sido nucleados en porosidades o inclusiones, que al producirse la deformación plástica del material provoca que dichos huecos crezcan uniéndose entre si formando grietas. Un ejemplo de esta categoría es el criterio de Oyane et al. (Eq. 1.41), los cuales desarrollan un modelo de fractura dúctil basado en la aplicación de la teoría de la plasticidad a materiales porosos, considerando que el material durante la fase de crecimiento de huecos se comporta como un material poroso. Y el criterio de Chaouadi et al. (Eq. 1.42) que argumentan que en el proceso de fractura dúctil se produce por combinación del efecto de la deformación plástica y del crecimiento de las cavidades del material.

$$\frac{1}{C_1} \int_0^{\varepsilon_f^p} \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}^p = 1 \quad (1.38)$$

$$\frac{1}{C_2} \int_0^{\varepsilon_f^p} \bar{\sigma}_I d\bar{\varepsilon}^p = 1 \quad (1.39)$$

$$\frac{1}{C_3} \int_0^{\varepsilon_f^p} \frac{2}{3} \left(1 - \frac{\sigma_h}{\sigma_I}\right)^{-1} d\bar{\varepsilon}^p = 1 \quad (1.40)$$

$$\frac{1}{C_5} \int_0^{\varepsilon_f^p} \left(\frac{\sigma_h}{\sigma} + C_4\right)^{-1} d\bar{\varepsilon}^p = 1 \quad (1.41)$$

$$\frac{1}{C_7} \int_0^{\varepsilon_f^p} \left(\bar{\sigma} + C_6 \sigma_h e^{\frac{3\sigma_h}{2\bar{\sigma}}}\right)^{-1} d\bar{\varepsilon}^p = 1 \quad (1.42)$$

2.4 Elección de la Herramienta para el Mecanizado.

Ya se ha visto la importancia de las características del material de herramienta para establecer los parámetros de corte óptimos. En concreto, al material de herramienta se le va a pedir que tenga buenas propiedades a alta temperatura, de desgaste, resistencia, dureza y tenacidad. Además ha de tener poca afinidad química con la pieza



de trabajo, y debe ser resistente a la corrosión. Para conseguir una combinación óptima de propiedades, se ha de llegar a un compromiso entre resistencia al desgaste y la tenacidad.

Se han de tener en cuenta otros factores de selección que no dependen propiamente de la herramienta pero influyen igualmente en su selección:

- **Diseño y limitaciones de la pieza.** Tamaño, tolerancias del torneado, tendencia a vibraciones, sistemas de sujeción, acabado superficial, etc.
- **Operaciones de torneado a realizar:** Cilindrados exteriores o interiores, refrentados, ranurados, desbaste, acabados, optimización para realizar varias operaciones de forma simultánea, etc.
- **Estabilidad y condiciones de mecanizado:** Cortes intermitente, voladizo de la pieza, forma y estado de la pieza, estado, potencia y accionamiento de la máquina, etc.
- **Disponibilidad y selección del tipo de torno:** Posibilidad de automatizar el mecanizado, poder realizar varias operaciones de forma simultánea, serie de piezas a mecanizar, calidad y cantidad del refrigerante, etc.
- **Material de la pieza:** Dureza, estado, resistencia, maquinabilidad, barra, fundición, forja, mecanizado en seco o con refrigerante, etc.
- **Disponibilidad de herramientas:** Calidad de las herramientas, sistema de sujeción de la herramienta, acceso al distribuidor de herramientas, servicio técnico de herramientas, asesoramiento técnico.
- **Aspectos económicos del mecanizado:** Optimización del mecanizado, duración de la herramienta, precio de la herramienta, precio del tiempo de mecanizado.

2.4.1 Materiales de herramientas.

Los materiales de herramienta son variadísimos, y están en continua evolución. Aquí se van a clasificar en tres grandes grupos: Aceros rápidos (HSS), Metales duros (C), y Cerámicos (CC). El orden de citación ha sido el de resistencia al desgaste creciente, pero tenacidad decreciente.



- Los **aceros rápidos** son aleaciones de Fe, se producen por fundición y tratamiento térmico. Se usan para herramientas mono bloque y para corte interrumpido. Trabajan hasta temperaturas de 600 °C.
- Los **metales duros** son carburos cementados en una matriz de cobalto, Se producen por procedimientos pulvimetalurgicos, se proporcionan en forma de plaquitas, ajustables a barras portaherramientas. Pueden trabajar hasta temperaturas de 1200 °C.
- Dentro del grupo de los **materiales cerámicos** se encuentran los cermets, el Nitruro de Boro Cubico (CBN), el diamante policristalino, etc. Tiene la ventaja de que aguantan muy altas temperaturas (hasta 2000 °C), tienen poca afinidad con los metales, y son muy duros. Tienen el inconveniente de ser muy frágiles, tienen baja conductividad térmica, por lo que se calientan antes.

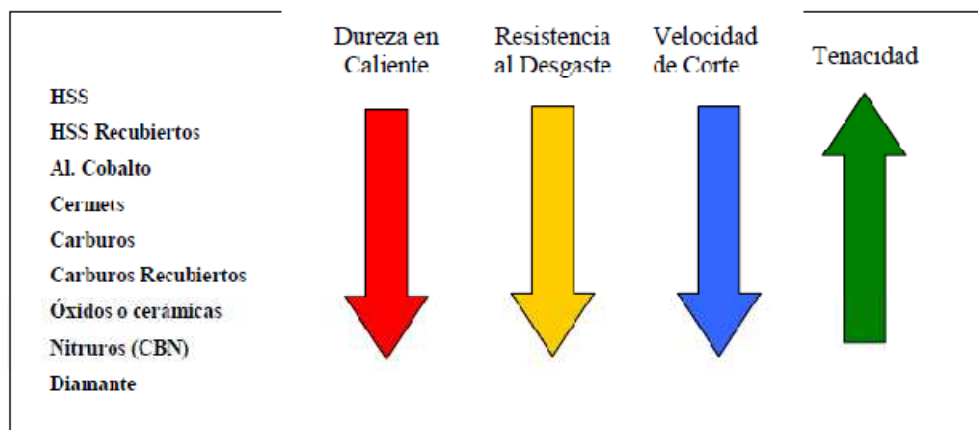


Figura 2.16: Clasificación de materiales según sus principales propiedades. [1]

2.4.2 Desgaste en la herramienta.

Todas las herramientas de corte utilizadas para un proceso de mecanizado por arranque de material presentarán una vida útil, es decir, tendrán un desgastes gradual, el cual dependerá del, material que se trabaje, de los parámetros de corte que se utilicen para el maquinado, de la temperatura que se logre en el maquinado y de propiedades y geometría de la herramienta de corte.



El desgaste de la herramienta es algo inevitable, dependerá del tiempo aceptable de trabajo, es decir, de la cantidad de piezas que sean maquinadas. Es necesario estipular que el correcto desempeño de una herramienta de corte dará como resultados una mayor productividad, una mayor vida útil de herramienta y por consiguiente la reducción de costos en el proceso.

Para una herramienta de corte existen diversos factores que afectan a su desempeño y por consiguiente su vida útil y sus propiedades para el buen desempeño de su trabajo. Entre los principales se encuentran los mecánicos, térmicos, químicos y abrasivos.

Como resultado de estos factores, la herramienta presentará fallas prematuras en su geometría e incluso al interior de la misma. En rasgos generales, por los factores mecánicos se puede presentar un desgaste en el filo cortante de la herramienta. Por los factores térmicos puede existir un choque térmico entre pieza y herramienta. Por los factores químicos puede existir una reacción entre el refrigerante y la pieza, debido al incremento abrupto de temperatura y por los abrasivos, puede haber un desgaste en la herramienta debido a la fricción entre viruta y herramienta, cuando se realiza el desalojado de rebaba. El corte de material genera un incremento de calor excesivo, y como resultado de todos los factores que se generan en el mecanizado, la herramienta presenta diversos mecanismos de desgaste:

- **Desgaste por abrasión:** Es un desgaste muy común originado por todas las partículas duras en el material de la pieza de trabajo, la capacidad que tiene el filo de corte para poder resistir y contener la abrasión dependerá de la dureza del material con la que se realice la herramienta de corte
- **Desgaste por fatiga:** Es una combinación termomecánica, los cambios drásticos de temperaturas y la carga y descarga de fuerzas de corte, puede originar que los filos se agrieten y puedan llegar hasta romperse. La fatiga mecánica pura ocurre si las fuerzas de corte son muy altas para la resistencia mecánica que presente el filo de corte.
- **Desgaste por oxidación:** La oxidación será originada por la presencia de altas temperaturas en contacto con el aire. Los materiales de las herramientas tienden a



desgastarse por oxidación dependiendo que tan propensos sean a este efecto. La parte que presenta mayor desgaste es la interfase del filo de corte donde termina el ancho de la viruta que está en contacto con el aire.

– **Desgaste por difusión:** las propiedades químicas del material de la herramienta y la afinidad que este tenga con el material de la pieza de trabajo, determinará la formación del desgaste por difusión. Este tipo de desgaste depende de las temperaturas que se manejen en el mecanizado, por lo cual incrementara cuando se trabaje a altas velocidades de corte.

– **Desgaste por adhesión:** Es conocido como desgaste de rozamiento, este se presenta a bajas temperaturas de maquinado por el contacto de caras entre viruta y herramienta. Por lo general este tipo de desgaste conduce a una formación de filo recrecido, entre la viruta y el filo de la herramienta. Este fenómeno a menudo se origina porque el filo se rompe o por la presencia de pequeñas fracturas en las herramientas.

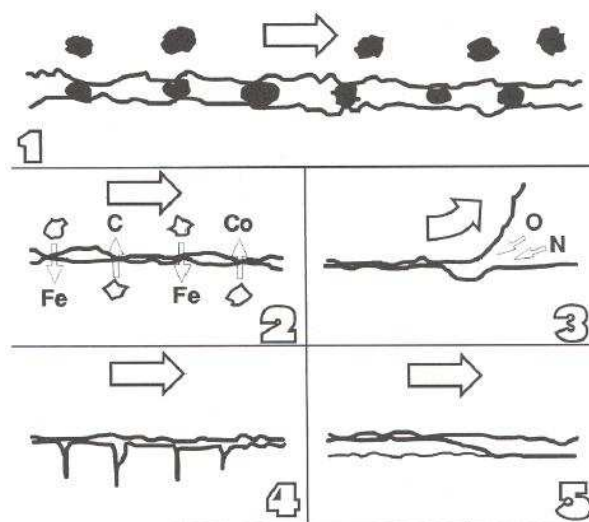


Figura 2.17: Esquema de los diversos mecanismos de desgaste. [8]

De acuerdo con los mecanismos de desgaste anteriormente mencionado, existe una clasificación de los tipos de desgaste más comunes que se presentan en las herramientas de corte:



– **Desgaste de flanco:** Se origina cuando la cara de incidencia vertical del filo de corte de la herramienta fricciona contra la pieza de trabajo. Esto es debido a la velocidad de corte muy alta ya que el filo de corte presenta una resistencia al desgaste demasiado baja. Se puede observar a simple vista cuando en el filo de corte se forman pequeñas grietas.



Figura 2.18: Fotografía del desgaste de flanco. [8]

– **Desgaste por craterización:** Se debe a la presencia de los mecanismos de abrasión y difusión. El cráter se forma cuando la viruta sufre abrasión en la cara de desprendimiento, ya que el avance y las velocidades de corte son excesivos.



Figura 2.19: Fotografía del desgaste de cráter. [8]

– **Deformación plástica:** es el resultado de la combinación de altas temperaturas y altas presiones de contacto en el filo de corte. Esto origina que el contacto entre las piezas de trabajo incremente el calor y la compresión.

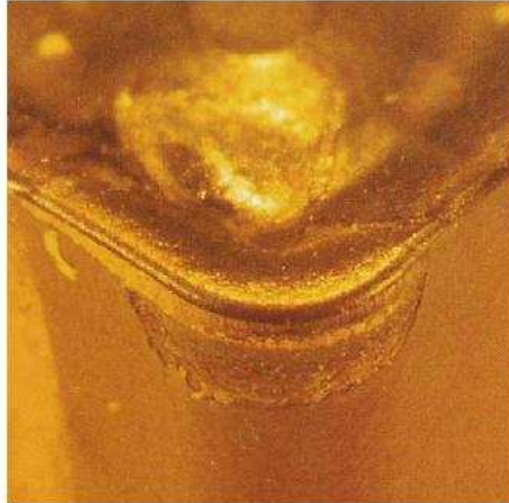


Figura 2.20: Fotografía del desgaste por deformación. [8]

– **Fisuras térmicas:** es un tipo de desgaste originado por fatiga en conjunto con los ciclos térmicos. Se forman fisuras perpendiculares al filo de corte que provocan el astillamiento del filo, haciendo una superficie defectuosa además de que la herramienta de corte presenta canales en la zona de filo.

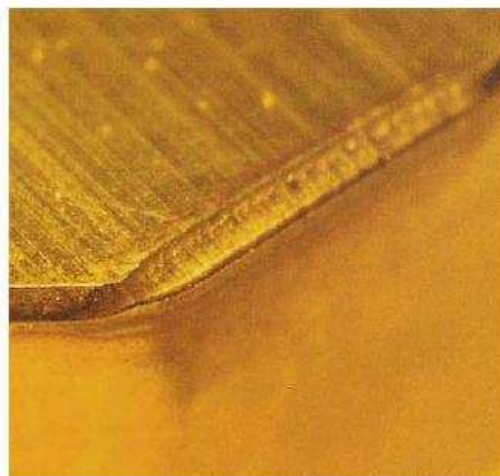


Figura 2.21: Fotografía del desgaste por fisura térmica. [8]



– **Astillamiento:** se presenta mediante líneas fracturadas en el filo de corte, originando un acabado superficial deficiente y un excesivo desgaste en la zona de flanco del inserto. Estas variaciones en el filo pueden provocar que la herramienta tenga fracturas más grandes e incluso que partes del filo se desprendan haciendo que el inserto sea completamente inservible.



Figura 2.22: Fotografía de desgaste por astillamiento. [8]

2.4.3 Maquinabilidad de materiales.

El criterio para establecer que un material es más maquinable que otro puede obedecer a distintos criterios: la potencia requerida, la forma de la viruta, el acabado superficial, etc. Sin embargo, el más usado es el de desgaste de la herramienta: un material es maquinable cuando desgasta poco la herramienta.

Los aceros se suelen alea con S, Pb, Te, etc. A alta temperatura, forman inclusiones que lubrican la superficie entre la viruta y la herramienta. Muchas aleaciones (aceros inoxidables, Aluminios aleados, etc.) tienen microestructuras con fases abrasivas que desgastan la herramienta.

2.5 Aceros Inoxidables.

Los aceros inoxidables son básicamente aleaciones de hierro-cromo. Otros metales actúan como elementos de aleación, pero el más importante es el cromo



(mínimo 12 %), donde su presencia es indispensable para otorgar la resistencia a la corrosión deseada. Los aceros inoxidable son utilizados donde es necesario resistencia a la corrosión, resistencia a altas y bajas temperaturas, resistencia a tracción, ductilidad, apariencia, etc.

2.5.1. Tipos de Aceros Inoxidables.

Los aceros inoxidable están divididos en grupos de acuerdo con la microestructura básica formada y con la posibilidad de endurecimiento por tratamiento térmico, los grupos principales son los martensíticos, los ferríticos, los austeníticos, los dúplex y los endurecidos por precipitación:

– **Aceros Inoxidables Martensíticos:** Son Aceros aleados al cromo y endurecibles por tratamiento térmico de temple, contienen de un 13 a un 17% de cromo y del 0 al 2% de níquel, su resistencia a la corrosión es más baja que la de los otros tipos y pueden alcanzar hasta 1400 MPa de resistencia a la tracción; los más comunes son: AISI 410, AISI 420 y AISI 440.

– **Aceros Inoxidables Ferríticos** Son aceros aleados al cromo, (de un 12 a un 30%) que no endurecen significativamente por tratamiento térmico. Son magnéticos y superiores en poder anticorrosión que los martensíticos. Su coste es bajo por no contener níquel. El AISI 430 y el AISI 436 son los más representativos de este grupo.

– **Aceros Inoxidables Austeníticos:** Son aceros no magnéticos, aleados al cromo (16 al 25%) y al níquel (7 al 20%) que solamente endurecen por deformación en frío (endurecimiento mecánico). Son los inoxidable más ampliamente utilizados. Su resistencia a la corrosión es superior a los demás y no son magnéticos aunque pueden adquirir una cierta imantación por deformación en frío.

Los aceros de la serie 300 (AISI 304, AISI 302, AISI 304L, AISI 310, AISI 316, AISI 316L, AISI 317, AISI 321 y AISI 347) son los más significativos de este grupo, siendo el AISI 304 el más ampliamente usado y representativo.

– **Aceros Duplex:** Son una combinación de los inoxidable austeníticos y de los ferríticos. Los más representativos son el tipo 2205 y el S31803, superiores en



resistencia y poder anticorrosivo.

– **Aceros Endurecidos por Precipitación:** Contienen cromo y níquel además de cobre, aluminio, titanio o molibdeno. Tienen alta resistencia y tenacidad y buena resistencia a la corrosión.

2.5.2. Designación e Identificación.

Se usan tres clasificaciones generales:

- Estructura metalúrgica.
- Sistema Unificado, desarrollado por Sociedad americana para Pruebas de Materiales (ASTM) y la Sociedad de Ingenieros de Automoción (SAE)
- Sistema AISI (Instituto Americano de la Siderurgia, American Iron and Steel Institute) que establece la clasificación de los aceros inoxidables en los tres grupos siguientes:
 - Aceros austeníticos al cromo-manganeso-níquel, serie 200.
 - Aceros austeníticos al cromo-níquel, serie 300.
 - Aceros ferríticos y martensíticos al cromo solo, serie 400.

Esta unificación se ha llevado a cabo para limitar la multiplicidad de tipos y prescripciones previamente existentes.

2.5.3. Selección de un Acero Inoxidable.

La selección de un acero inoxidable depende de un grupo de propiedades, debiendo ser considerados los siguientes factores:

- **Resistencia a la Corrosión Química:** agentes corrosivos, concentración, contaminantes, temperatura.
- **Propiedades Mecánicas:** tracción, compresión, torsión, flexión, impacto, etc.
- **Características de Fabricación:** conformabilidad, mecanizado, deformación en frío, soldadura, etc.



- **Características de Acabado:** apariencia, rugosidad, brillo, facilidad de limpieza, facilidad de esterilización, etc.

2.5.4. Coste Total.

La elección de un acero inoxidable depende de muchos factores, por consiguiente es necesario realizar un balance entre todas sus características para una correcta aplicación.

2.5.5. AISI 316L.

En este trabajo de investigación se ha elegido el acero inoxidable austenítico por ser el inoxidable más empleado en la industria representando este tipo más del 50% del consumo total de aceros inoxidables. Dentro de este grupo se ha escogido el AISI 316 por ser ampliamente utilizado y por tener un conjunto de propiedades que lo convierten en un acero de alta resistencia.

Componente	Norma AISI			
	304	304L	316	316L
Carbono (máx.)	0,08	0,03	0,08	0,03
Cromo	18-20	18-20	16-18	16-18
Níquel	8-12	8-12	10-14	10-14
Molibdeno	—	—	2-3	2-3
Manganeso (máx.)	2	2	2	2
Fósforo (máx.)	0,045	0,045	0,045	0,045
Azufre (máx.)	0,030	0,030	0,030	0,030
Silicio (máx.)	1	1	1	1

Las cantidades se expresan en porcentaje (p/p) del elemento.

Tabla 2.1: Composición del acero AISI 316L. [3]

Entre estas propiedades destacan:

- Elevada resistencia a la corrosión.
- Elevada conformabilidad.
- Buenas propiedades mecánicas.
- Elevada resistencia a la fluencia.
- Elevada tenacidad incluso a temperaturas criogénicas.

- Buena resistencia al desgaste.
- Buena resistencia a solicitaciones por fatiga.
- Características elevadas de deformación en frío.
- Elevada soldabilidad.
- Altas características de higiene.
- Muy baja permeabilidad magnética, aunque aumenta por la deformación en frío.

En la siguiente figura se puede apreciar como el acero más representativo de los aceros inoxidable austeníticos es el AISI 304, y que el AISI 316 es un derivado más resistente de éste. Para proporcionarle al acero AISI 316 esta resistencia extra se le añade Molibdeno (Mo) al AISI 304 obteniendo unas mejores propiedades, por lo que este acero será más caro.

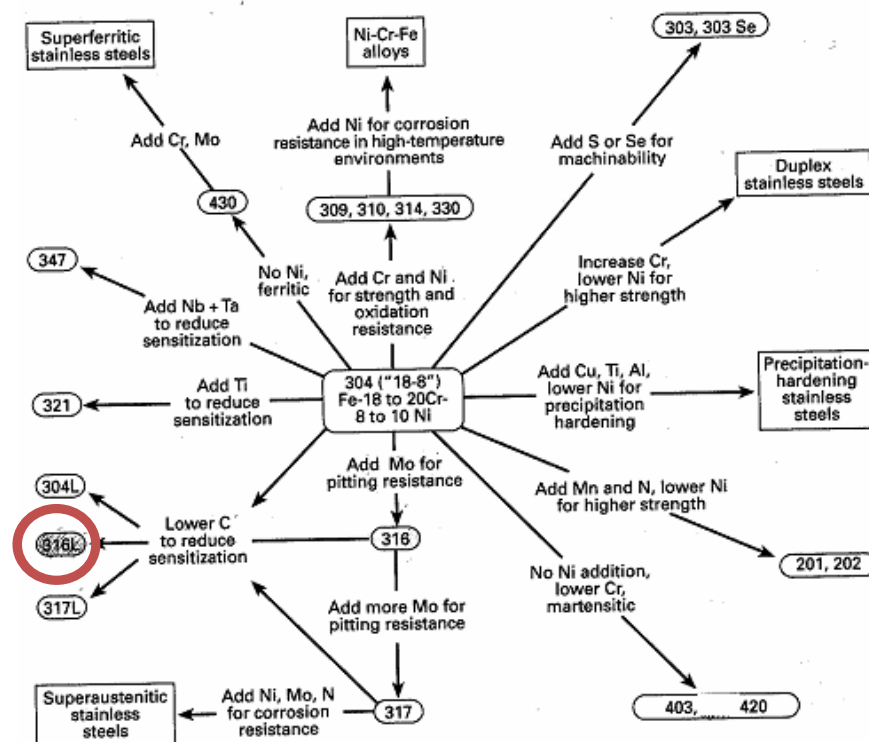


Figura 2.24: Relación del AISI 304 con los demás aceros inoxidable y posición del 316L. [1]



Capítulo 3

Aplicación del Modelo de Elementos Finitos al Corte Ortogonal.

Los modelos numéricos representan una alternativa en el estudio de diferentes procesos, pues a través de los métodos de diferencias finitas (FD), cálculo de incrementos finitos (FIC) y elementos finitos (FEM ó MEF), se pueden estimar variables del proceso que no pueden ser medidas directamente o que son difíciles de medir durante el propio proceso.

El método de elementos finitos es el que más se ha utilizado en la modelización de procesos de mecanizado. A través de modelos de elementos finitos se pueden obtener los valores de magnitudes como la presión normal y la temperatura en la interfase viruta/herramienta y la velocidad de deslizamiento de la viruta. Los programas de elementos finitos se constituyen en un medio más económico de obtener información, que la realización de ensayos.



El MEF se ha convertido en una solución para investigadores y científicos, basado en la discretización de un problema que limita su continuidad a un número determinado de elementos a estudiar, de ahí el nombre de elementos “finitos”.

El método se basa en elegir una unidad concreta y definida a partir de la cual crear un modelo que simule de una manera más o menos acertada el comportamiento de un material, un sistema o cualquier problema físico que se pueda discretizar.

Los modelos numéricos empleados para la simulación de corte ortogonal corresponden generalmente a los métodos Euleriano, Lagrangiano y A.L.E. (Arbitrary Lagrangian-Eulerian).

- En el **análisis Lagrangiano** la malla computacional se deforma con el material. Esto permite modelizar la formación de la viruta desde el inicio del proceso hasta el estado estacionario. El uso de este tipo de formulación en códigos de elementos finitos que no disponen de una herramienta de remallado necesita un criterio de fallo que describa el proceso de separación de viruta.
- En el **análisis Euleriano** la malla se encuentra fija en el espacio. Este tipo de formulación se ha utilizado con menor frecuencia en la simulación de los procesos de corte. Una de las ventajas de este método es el menor número de elementos necesarios para el modelo, lo que reduce el tiempo de cálculo, sin embargo es necesario predeterminedir la forma de la viruta y el ángulo de deslizamiento a partir de experimentación. En el caso concreto de la predicción de tensiones residuales, no es una formulación adecuada, debido a la imposibilidad de tener en cuenta el comportamiento elástico del material (Nars et al, 2008).
- La **formulación A.L.E** (Arbitrary Lagrangian Eulerian) es una técnica relativamente nueva que combina ventajas de la formulación Lagrangiana, con las ventajas de la formulación Euleriana: el mecanizado se modeliza como un flujo de material, evitando utilizar un criterio de separación (Nars et al, 2007).

La modelización numérica por elementos finitos de los procesos de mecanizado se ha realizado básicamente considerando procesos de corte ortogonal en 2D. La modelización 2D asume la deformación plana del material. Generalmente, este tipo de



modelos permite simular tiempos de corte de tan solo algunos milisegundos para lo cual se requieren varias horas de cálculo con equipos informáticos de capacidad media-alta. Por tanto, en el modelo 2D se asume una sección de viruta rectangular, con ancho igual a la profundidad de corte y altura igual al ancho medio de la viruta. Las simulaciones 3D permiten simular de forma más realista la formación de rebabas y la variación del ancho de la viruta durante el mecanizado.

El incremento en la capacidad de equipos de cálculo en los últimos años, ha permitido abordar estudios relacionados con la modelización 3D de procesos de corte. A través de la modelización 3D se pueden representar procesos de corte ortogonal y oblicuo. Las principales limitaciones de estos modelos son el enorme número de elementos necesarios para realizar los mallados y que los tiempos de cálculo requeridos son mucho mayores que los correspondientes a simulaciones 2D equivalentes.

El código de elementos finitos utilizado en este trabajo es DEFORM 2D v.8.1, emplea el análisis Lagrangiano con remallado automático, lo que mejora en gran medida la convergencia del cálculo numérico.

El remallado automático y continuo permite mantener la calidad de la malla durante la simulación, con una menor distorsión. También permite mantener un mallado denso en las zonas de interés, tanto en la herramienta, como en la pieza, a pesar del movimiento de la pieza durante la simulación.

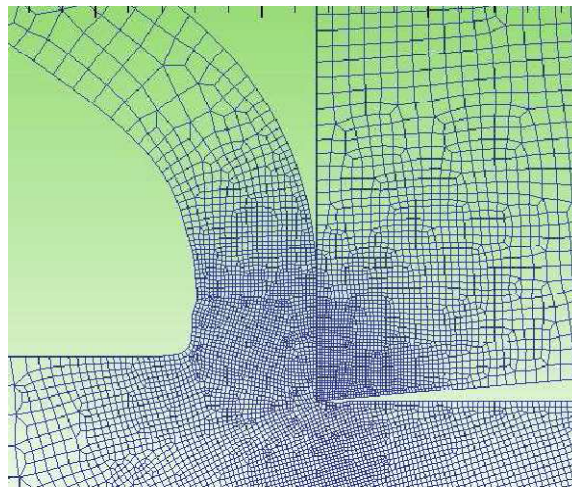


Figura 3.1: Ejemplo de mallado mediante DEFORM 2D. [4]



3.1 Funcionamiento del Método de Elementos Finitos.

A través de un ordenador, se resuelven sistemas de ecuaciones diferenciales (constitutivas y de evolución temporal) que el propio programa de elementos finitos asocia al problema que el usuario plantea, a través de parámetros que lo definen unívocamente. Al ser la capacidad de los ordenadores finita, los problemas continuos solo se pueden resolver de manera exacta mediante manipulaciones matemáticas que lo aproximen, lo cual se convierte en una decisión del investigador considerar lo aproximado de su modelo. El problema de modelos demasiado simplificados es que limita sus posibilidades.

El ordenador resuelve estas ecuaciones teniendo en cuenta las propiedades físicas de los materiales empleados, los elementos del entorno, las condiciones de contorno y las fuentes generadoras de campo. La resolución de estas ecuaciones de forma discreta se realiza de forma iterativa hasta que se alcanza convergencia en la solución. Esta convergencia es un factor extremadamente importante; si se consideran particiones de elementos finitos sucesivamente más finas, la solución numérica calculada converge rápidamente hacia la solución exacta del sistema de ecuaciones.

La principal ventaja de un sistema de elementos finitos frente a un prototipo es el ahorro económico y la simplicidad. Sin embargo, estas ventajas tienen un precio a pagar y no es otro que el grado de fiabilidad y fidelidad del modelo de elementos finitos con la realidad o los resultados experimentales que ya existan del proceso procedente de otros estudios. No deja de ser un método aproximado de cálculo debido a las hipótesis básicas del método.

Uno de los principales objetivos de los investigadores una vez que generan un modelo en elementos finitos, consiste en validarlo, esto es, realizar una serie de simulaciones que revelen la proximidad de los resultados con los experimentales. Desde que este método se empezó a utilizar, siempre se ha buscado por los diversos científicos encontrar una solución de compromiso en cuanto a su validación, ya que una vez conseguida una aproximación aceptable el resto de trabajo se simplifica enormemente.

Los prototipos, por lo tanto, siguen siendo necesarios, pero una buena modelización en elementos finitos nos puede acercar más a un modelo óptimo y teórico del fenómeno, con condiciones ideales de las que un prototipo puede no disponer.

3.2 Módulos de los Programas de Elementos Finitos.

En el mercado existe actualmente una amplia gama de programas informáticos que aplican el MEF a la resolución de diversos problemas de ingeniería. En general todos los programas FEM tienen una interfaz similar y un funcionamiento parecido, por tanto se va a utilizar la interfaz y los módulos del propio programa DEFORM 2D ya que es el que se va a utilizar en este proyecto.

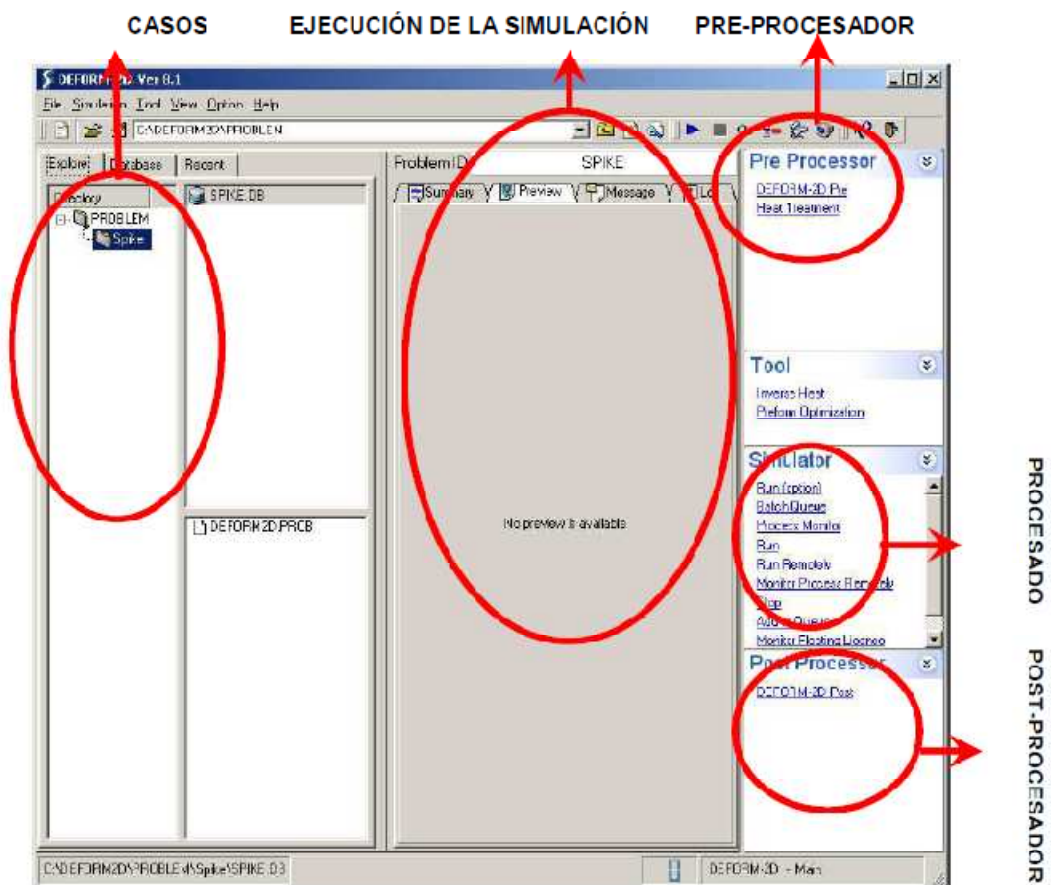


Figura 3.2: Interfaz del programa FEM de DEFORM 2D. [4]



3.2.1 Pre – procesador.

En esta etapa se define el problema de mecanizado mediante la introducción de los datos relativos a las condiciones de corte (velocidad de corte, avance, etc), definición de la configuración geométrica de la pieza y de la herramienta de corte, de los materiales, del coeficiente de fricción en las zonas de contacto, del mallado, de las condiciones de contorno y del tiempo de corte.

En el pre-procesado se definen también los métodos empleados por DEFORM2D para la solución del problema (simulation controls), definición de unidades del sistema, tipo de geometría, el incremento de tiempo por paso, los criterios para la convergencia en el cálculo, y criterio de remallado. También se definen otras condiciones del proceso como la temperatura del ambiente, el coeficiente de convección, etc.

DEFORM2D resuelve problemas no-lineales dependientes del tiempo, generando soluciones a incrementos de tiempo discretos. Cada incremento de tiempo, velocidad, temperatura, entre otras variables presentes en cada uno de los nodos de la malla definida están determinados en base a las condiciones de contorno y propiedades termomecánicas del material de la pieza. El incremento de tiempo por paso se define en función de la cantidad total de pasos simulados, longitud de pieza a mecanizar y velocidad de corte.

DEFORM2D permite realizar simulaciones considerando que el material presenta un comportamiento elastoplástico o exclusivamente plástico. Simulando el comportamiento elastoplástico se considera la recuperación elástica del material y las deformaciones debidas a la expansión térmica. Esto es necesario para el cálculo de tensiones residuales. Estas condiciones requieren un mayor tiempo de cálculo. Por otra parte, al considerar comportamiento elastoplástico, las simulaciones se realizan sin incluir la influencia de la velocidad de deformación a altas temperaturas en las propiedades del material



3.2.2 Procesador.

En esta etapa se lleva a cabo la simulación del proceso por parte del programa, para después su visualización. Es en esta fase, en la que el software pone a prueba sus cálculos numéricos basándose en condiciones impuestas en el pre-procesado.

Además, el programa puede dar ciertos errores en su procesamiento normalmente relacionados con el mallado, ya que éste debe ir adaptándose a una geometría variable sin que se produzca penetración entre los componentes.

El procedimiento que sigue el programa ante esta circunstancia es crear una nueva malla adaptada a la nueva geometría. En el caso en que el programa no sea capaz de este evento, se deberá hacerlo de forma manual.

3.2.3 Post – procesador.

En esta etapa se lleva a cabo la presentación de los resultados obtenidos tras la simulación realizada en la fase anterior, lo que permitirá el análisis que se muestra en el apartado 6. Esta sección del programa, es la que permite un análisis más exhaustivo de los valores de fuerza de corte obtenidos mediante gráficos que permiten visualizar su evolución. También permiten mostrar la distribución de presiones, temperaturas, tensiones, deformaciones, velocidades de deformación, etc. en el componente a lo largo de todo el proceso de mecanizado, y en una zona específica como puede ser la zona de contacto viruta-herramienta.

3.3 Criterio de fractura Cockcroft & Latham

El criterio de fractura que se usará en los modelos de este proyecto es el de Cockcroft & Latham, cuyos valores de daño crítico han sido seleccionados de los modelos de [13]. La aplicación de este criterio a los modelos mediante el programa de E.F. y la obtención de estos límites se explica a continuación.

Durante el mecanizado de AISI 316L acero, la tensión de tracción juega un papel importante; por lo tanto su efecto también debería ser incluido en la respuesta material tal como el criterio de fractura. El criterio de Cockcroft & Latham se emplea para predecir el efecto de la tensión de tracción en la segmentación de la viruta durante el



corte ortogonal. La ecuación que define este criterio viene expresada del siguiente modo:

$$\int_0^{\mathcal{E}f} \sigma_1 d\mathcal{E} = D \quad (18)$$

Donde $\mathcal{E}f$ es la tensión efectiva, σ_1 es la tensión principal y D es una constante del material.

El criterio de Cockroft & Latham establece que cuando la integral del componente de la tensión de tracción es más grande que la deformación plástica en la ecuación. (18) alcanzando el valor de D , generalmente llamado valor de daño, se inicia la segmentación de la viruta.

En cuanto a modelado de fricción se refiere, un modelo simple basado en la hipótesis de corte constante ($\tau = m\tau_0$) fue implementado en el código FE. Esta suposición se basa en una reciente investigación donde se muestra que tanto las fuerzas de corte y la morfología de la viruta y pueden predecir de la manera correcta el coeficiente de fricción con independencia de que ley de fricción que se toma. Por el contrario, el modelo de fricción puede ser estratégicamente importante cuando otros variables son consideradas, tales como el ángulo de cizallamiento, la presión normal y los efectos térmicos, aunque la presión normal y la temperatura fueron encontrados con una buena precisión en el modelo de corte utilizado.

La determinación de ambos valores D y m son establecidos por un procedimiento iterativo basado en la geometría de la viruta y las fuerzas de corte, respectivamente (Fig. 3.3). Por último, teniendo en cuenta que, a la hora de utilizar DEFORM2D no es posible obtener directamente la tensión residual numérica, los autores de [13] han propuesto el procedimiento siguiente:

1. Un modelo elástico-visco-plástico se llevó a cabo para los casos investigados y fue ejecutado para un paso de tiempo total suficientemente largo para alcanzar la condición de estado estacionario.



2. Para algunos intervalos de tiempo la herramienta fue liberado de la superficie mecanizada (fase de descarga) y la pieza se enfría a la temperatura ambiente.

3. Los perfiles numéricos de tensiones residuales fueron recolectados para algunos pasos de tiempo seleccionados y los valores medios fueron tomado en cuenta, utilizando el procedimiento descrito en el artículo: *“Some observations on comparing the modelled and measured residual stresses on the machined surface induced by orthogonal cutting of AISI 316L steel, in: Ninth CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations”*

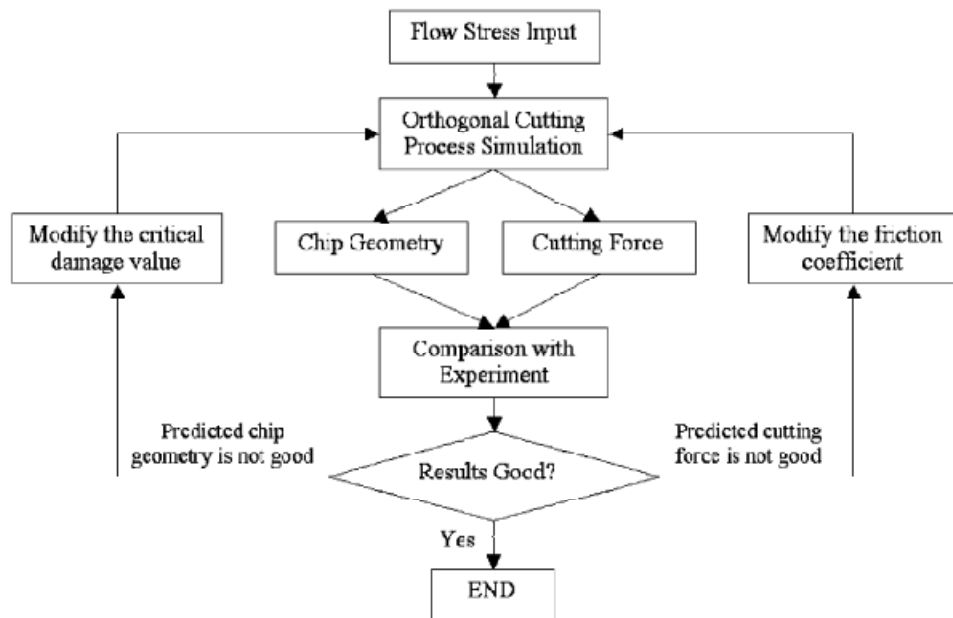


Figura 3.3: Diagrama de flujo usado para determinar el factor de fricción, m y el valor del daño crítico D [13]



Capítulo 4

Desarrollo del Modelo Numérico.

4.1 Introducción.

El software de elementos finitos que se va a utilizar para crear el modelo numérico será el DEFORMTM - 2D. Tras crear y definir el modelo en el programa éste se procesará para calcular la evolución de todas las variables que intervienen en el proceso. Una vez procesado se podrán obtener los datos necesarios para el análisis posterior.

El modelo numérico establecido está basado en el modelo de corte desarrollado y validado experimentalmente en la Tesis Doctoral ya mencionada. Se han introducido algunas modificaciones a dicho modelo, simplificándolo cuando ha sido posible, y buscando un mejor aprovechamiento de la malla para la simulación de 2 pasadas de corte sucesivas.

El modelo desarrollado en este Proyecto no incluye ninguna modificación esencial respecto del modelo establecido en la Tesis. Por otra parte, las diferencias introducidas en este modelo no afectan significativamente a los resultados obtenidos.

Por todo ello, se considera que la validación experimental del modelo tomado como base indica también una adecuada correlación de los resultados obtenidos con el modelo desarrollado en este Proyecto, con los resultados experimentales.



En general, DEFORM2D es un código basado en elementos finitos de formulación Lagrangiana y remallado automático, diseñado para analizar procesos de deformación plástica y de tratamientos térmicos. Al simular estos procesos de fabricación mediante ordenador, esta herramienta permite a los diseñadores reducir el coste y tiempo de los ensayos y prevenir errores en el rediseño de herramientas y procesos.

Cabe destacar que DEFORM2D, al tratarse de un análisis en 2D, asume deformaciones planas, por lo que no considera el flujo del material hacia los lados. En otras palabras el modelo de deformación plana asume un espesor constante, igual a la unidad en la dirección z (en nuestro caso el mm). Durante la simulación se asume que el objeto se comporta de forma idéntica en toda su sección, tanto en ancho, como en altura. El flujo en todos los planos se considera paralelo a la sección de la pieza. De esta forma es posible emplear modelos bidimensionales. Esta simplificación es especialmente adecuada para modelización de procesos de corte ortogonal con profundidad de pasada significativamente mayor que el avance (se recomienda que la profundidad sea al menos 12 veces mayor).

4.2 Descripción del Proceso.

El proceso concreto que se pretende simular es el de un mecanizado ortogonal sobre un tubo de 2mm de espesor, cuyo material es acero inoxidable AISI 316L. El mecanizado se lleva a cabo con una herramienta de metal duro (WC) con varias geometrías de desgaste de flanco para la primera parte y la misma geometría para la segunda. La pieza gira dando lugar al movimiento de corte y la herramienta se desplaza dando lugar a los movimientos de profundidad y avance. El proceso se realiza en seco con una temperatura ambiente de 20°C. Los parámetros de corte son los siguientes:

Velocidad de corte (m/min)	120
Avance (mm/rev)	0,1
Profundidad de pasada (mm)	2
Longitud a mecanizar (mm)	4

Tabla 4.1:
Parámetros de corte
de las simulaciones.

Para que la simulación sea factible, es necesario reducir y simplificar el problema. Inicialmente se acota el dominio del análisis reduciéndolo a un pequeño volumen de la pieza, cuyo tamaño es el menos posible que permita la estabilización de las diferentes variables sometidas a estudio (4 mm).

Por último, dado que el corte es ortogonal y considerando condiciones de deformación plana, se simplifica el modelo tridimensional al modelo bidimensional con el que finalmente trabajará el programa.

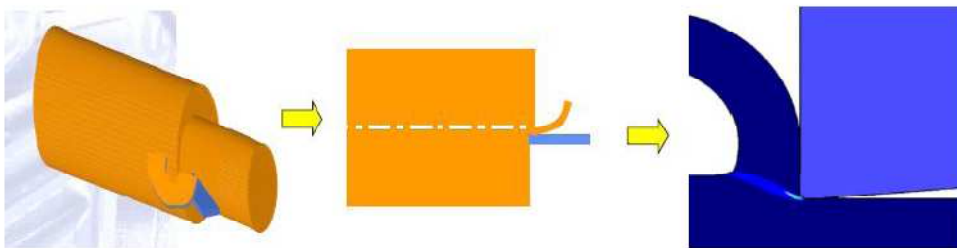


Figura 4.1: Simplificación del modelo 3D al 2D.

4.3 Definición de la Pieza.

4.3.1 Geometría.

La geometría en este caso se definirá como un rectángulo de 4mm de longitud (correspondiente a la dirección del movimiento de corte) y 2mm de altura (dimensión correspondiente al movimiento de avance). La longitud es suficiente para permitir una longitud de mecanizado que permita la estabilización de las principales magnitudes del mecanizado. La altura asegura que las condiciones de contorno impuestas en la base de la pieza no afectarán a la zona de corte.



Figura 4.2: Caracterización de la pieza.



4.3.2 Material.

DEFORM 2D permite realizar simulaciones considerando que el material de la pieza presenta bien un comportamiento elastoplástico o bien exclusivamente plástico. En la simulación se considera elastoplástico, ya que, a pesar de que se requiere un mayor tiempo de cálculo, simulando este comportamiento se tiene en cuenta la recuperación elástica del material y las deformaciones debidas a la expansión térmica, necesario para el cálculo de tensiones residuales.

La modelización del material de la pieza se ha realizado de forma idéntica a la descrita en la Tesis Doctoral referencia de este Proyecto [1]. Se ha empleado una ecuación constitutiva de Johnson-Cook correspondiente al acero AISI 316L, disponible en el código numérico DEFORM y ajustada con los datos proporcionados por el fabricante de los tubos de acero utilizados durante los ensayos. El módulo de Young del material y las constantes termomecánicas asociadas al material se han extraído de la referencia [2].

La formula de Johnson-Cook viene dada por la siguiente expresión:

$$\sigma_{eq} = (A + B \cdot \epsilon^n) (1 + C \cdot \ln(\frac{\epsilon'}{\epsilon'_0})) (1 - (\frac{T - T_{room}}{T_m - T_{room}})^m)$$

Donde ϵ es la deformación plástica, ϵ' es la velocidad de deformación (s⁻¹), T es la temperatura de trabajo del material (°C), T_m es la temperatura de fusión del material de trabajo (1399 °C para el AISI 316L) y T_{room} es la temperatura de la sala de trabajo. Además las constantes que determinan el comportamiento del material son A , B , C , N , y M . El valor de la constante A representa el límite elástico a temperatura ambiente a 1 s⁻¹, mientras que B y N el efecto de endurecimiento por deformación. El segundo y tercer grupo de la expresión corresponden al efecto debido a la velocidad de deformación y a la temperatura.

A	B	C	n	m	ϵ'_0
305	441	0.057	0.1	1.041	1

Tabla 4.2: Constantes para el material 316L según el modelo J-C. [4]



Las propiedades del material AISI 316L de la biblioteca del DEFORM2D (es decir, sin modificar según la Tesis) se muestran a continuación:

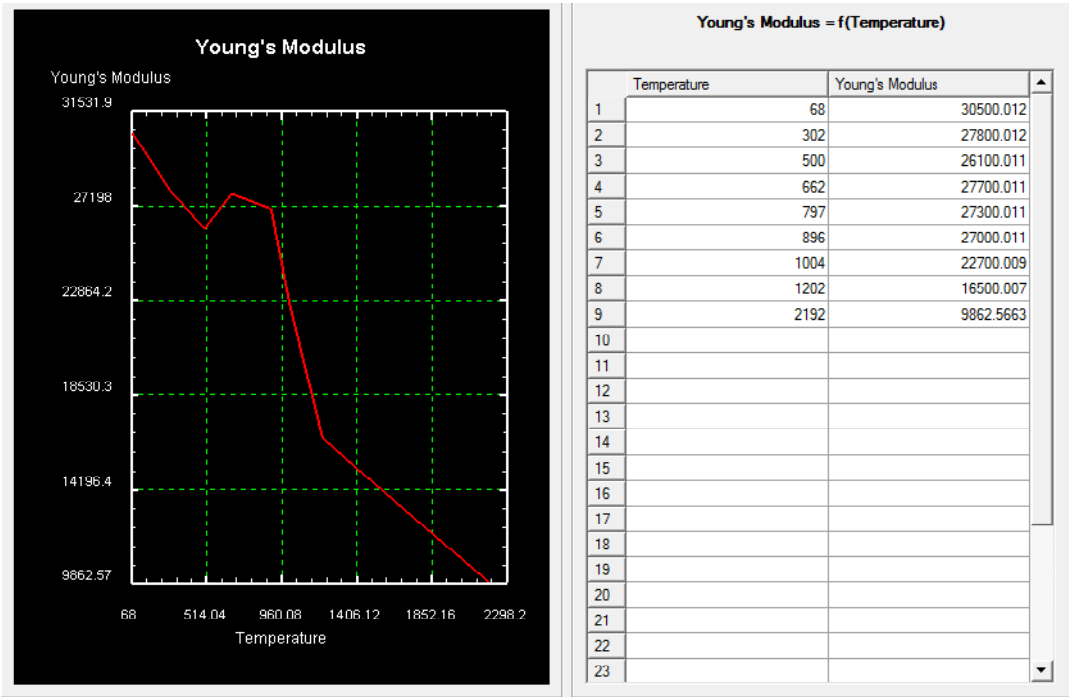


Figura 4.3: Módulo de Young (MPa) en función de la temperatura (°C). [3]

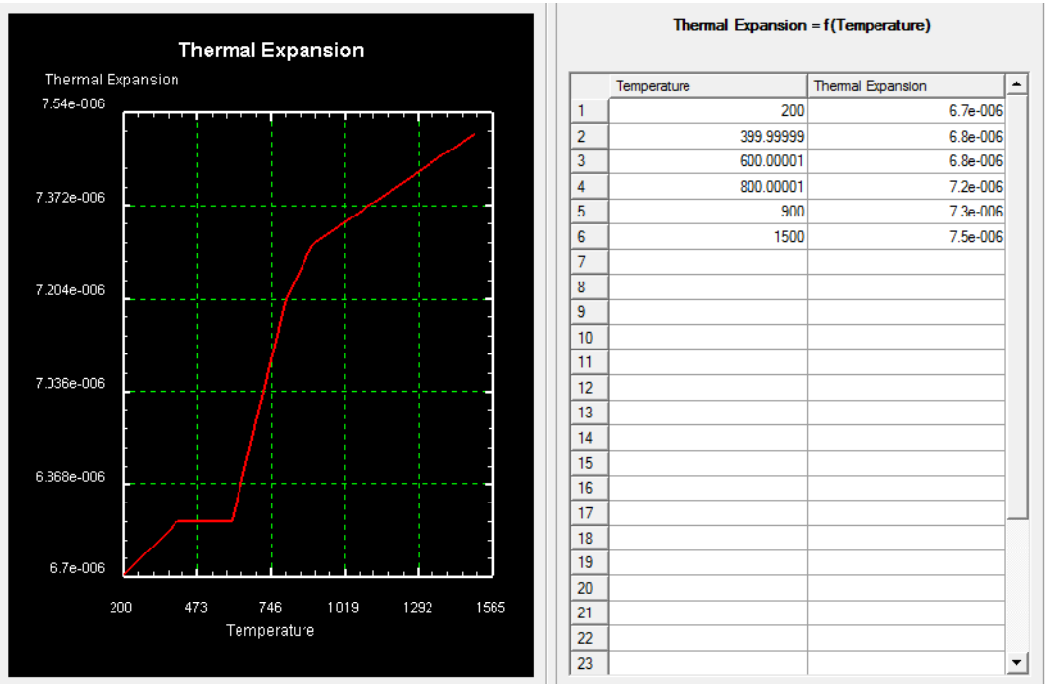


Figura 4.4: Expansión térmica (mm/mm°C) en función de la temperatura (°C). [3]

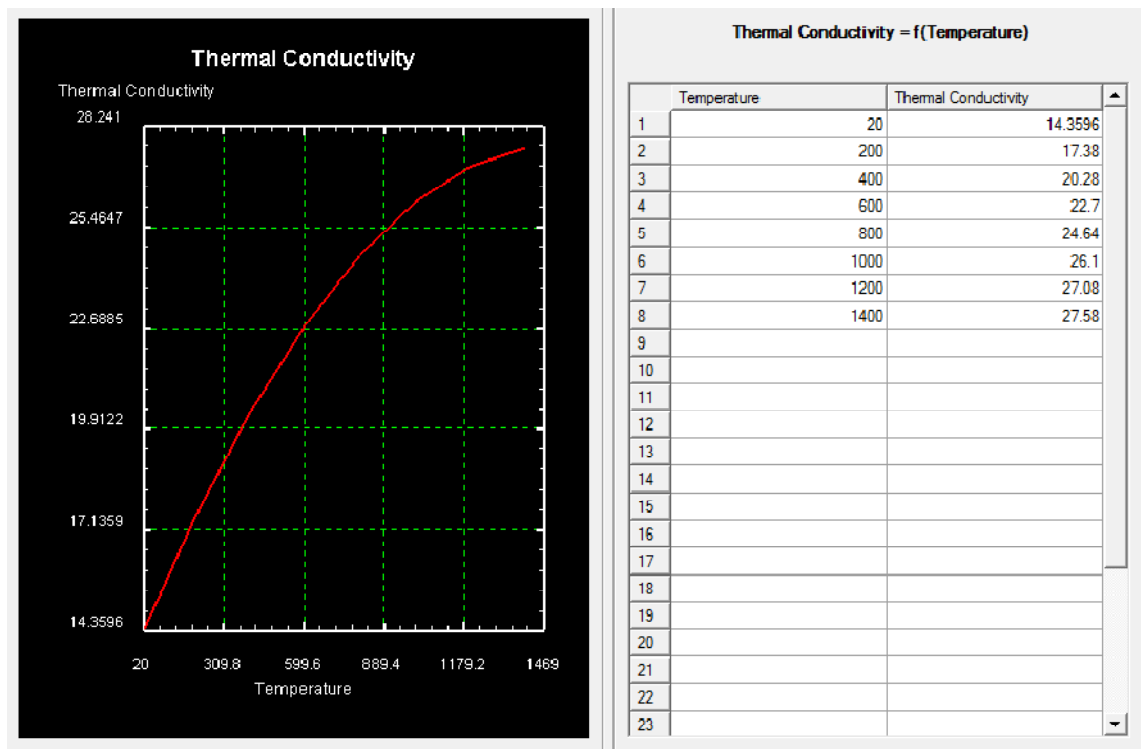


Figura 4.5: Conductividad térmica (N/s/°C) en función de la temperatura (°C). [3]

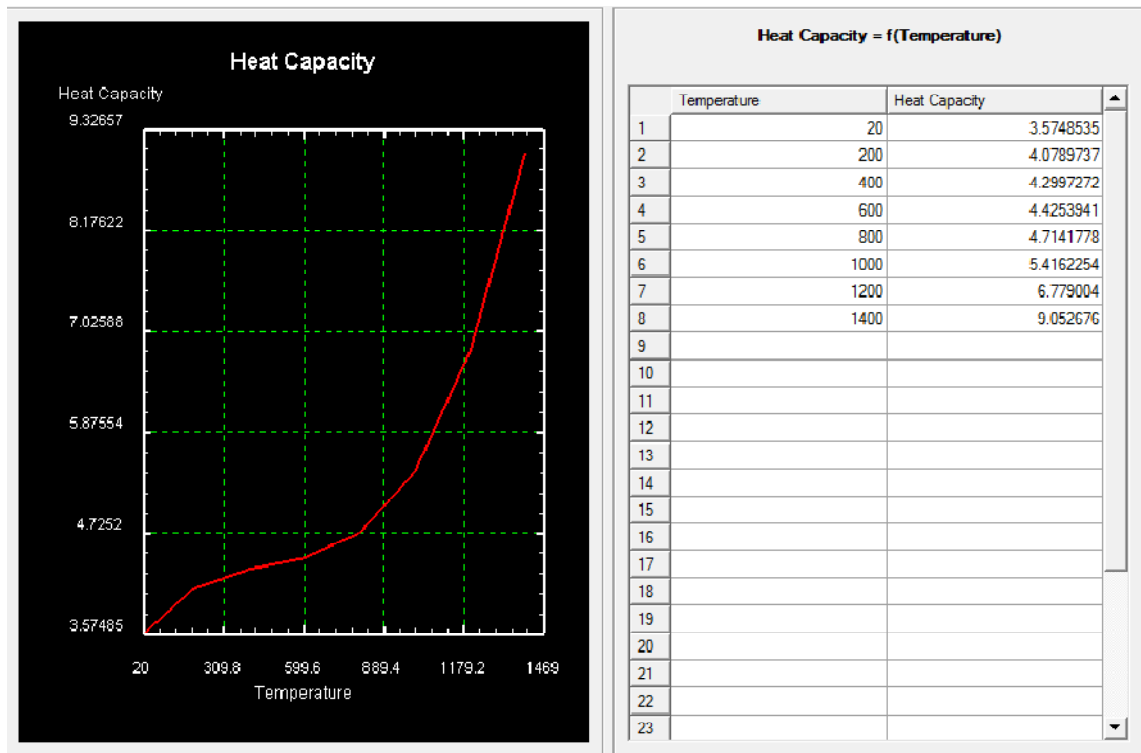


Figura 4.6: Definición del calor específico (N/mm2/°C) en función de la temperatura (°C). [3]



En la tabla que se muestra a continuación se encuentran las características del material ensayado en el laboratorio al cual se pretende aproximar el que se puede encontrar en la biblioteca del DEFORM V8.1.

Propiedades Físicas	
Densidad (g cm^{-3})	7,96
Punto de Fusión ($^{\circ}\text{C}$)	1370-1400
Propiedades Mecánicas	
Coefficiente de Poisson	0,3
Dureza Brinell	79
Módulo de Elasticidad (GPa)	295
Resistencia a la Tracción (MPa)	567
Alargamiento (%)	60

Tabla 4.3: Propiedades del acero 316L ensayado.

Chemical composition of AISI 316L steels

Material	Chemical composition (wt%)											
	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	S	P	N	Co	Cu	Fe
U	0.010	0.630	1.280	11.140	16.74	2.020	0.022	0.020	0.030	0.240		balance
A	0.012	0.60	1.71	11.58	17.09	2.20	<0.003	0.025	–	–	0.11	balance

Tabla 4.4: Composición para el acero AISI 316L. [10]

4.3.3 Mallado.

A la hora de generar el mallado de la pieza se debe tener en cuenta que aumentar el número de elementos de la misma aumenta de manera general la exactitud de los resultados pero incrementa notablemente el tiempo de simulación. Por esta razón es necesario llegar a un compromiso entre estas dos variables para la generación de la malla óptica.

Para determinar qué densidad de mallado es la óptima se realizaron diferentes pruebas con diferentes mallados de pieza y herramienta hasta encontrar la densidad mínima a partir la cual los resultados de la simulación no varían.



Para generar un mallado que se adapte a las necesidades del modelo y permita obtener buenos resultados se deben tener en cuenta las dimensiones características del proceso y en consecuencia de ello, mallar la herramienta y la pieza con un tamaño de elemento notablemente inferior.

Para evitar que el número de elementos de la malla sea innecesariamente elevado, con el consiguiente incremento del tiempo de procesamiento, se concentra la malla en las zonas de interés, es decir, en aquellas en las que las tensiones, deformaciones, gradientes de temperatura, etc. son máximos.

Dado todo lo anterior, en el mallado de la pieza se establecen tres zonas, delimitadas por tres ventanas de mallado:

- **Ventana 1:** corresponde a la zona de corte. Es la zona en la que existirán mayores gradientes de temperatura así como de tensiones y deformaciones. Es por ello que será la parte cuya malla sea crítica y de mayor densidad. Los elementos tendrán un tamaño de 5 μm aproximadamente, valor obtenido a través de los análisis de sensibilidad, que indican que a partir de este tamaño los resultados no van a variar apreciablemente.
- **Ventana 2:** Corresponde a la superficie que ya ha sido mecanizada. Interesa que la densidad de la malla en esta ventana sea alta también debido a que va a permitir la medida de tensiones residuales y temperaturas en la superficie mecanizada. Sin embargo, no se trata de una zona de gradientes tan elevados como la anterior, por lo que el tamaño de los elementos será superior. Así, en la ventana de mallado se define una profundidad de 0,1 aproximadamente y un tamaño de elementos de 10 μm .
- **Ventana 3:** es el resto de la pieza, en la que los cambios de propiedades serán muy suaves y en la que no nos interesa medir ninguna variable. Por esta razón se genera un mallado poco denso cuyos elementos poseen un tamaño de 70 μm aproximadamente.

Para satisfacer las densidades apropiadas en cada zona de la pieza se ha necesitado utilizar 10000 elementos para el mallado total de la pieza durante la simulación, pero este número se ve aumentado según avanza la simulación para mantener el mallado

deseado debido a que aparecen numerosos elementos en la zona ya mecanizado que como se ha indicado es de $10\text{ }\mu\text{m}$.

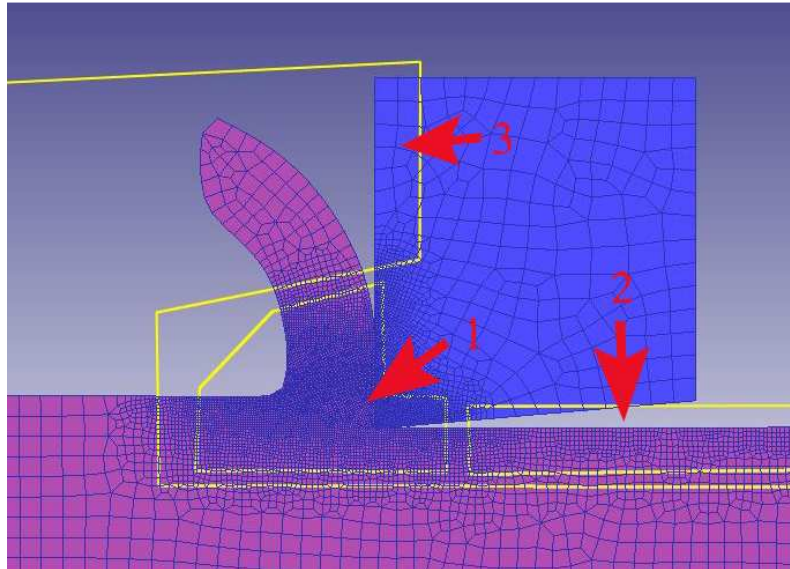


Figura 4.7: Ventanas para el mallado de la pieza.

4.3.4 Condiciones de contorno.

Para llevar a cabo la acción de mecanizado, debe imponerse un movimiento relativo entre la herramienta y el componente.

Tal y como se comentó previamente, el movimiento de corte se impone sobre el eje X de la pieza, asignándole la velocidad de corte según se observa en la Figura 4.9 y manteniendo una restricción de movimiento en el eje vertical para impedir los desplazamientos en ese sentido. Notar en la figura que no se llega a completar en los laterales dejando libertad en los extremos superiores, en una distancia de 0.1 mm para que la herramienta no tenga problema en la eliminación del material, ya que si se impone la inmovilidad en el eje Y los resultados nos dan falseados pues no se ajusta a la realidad.

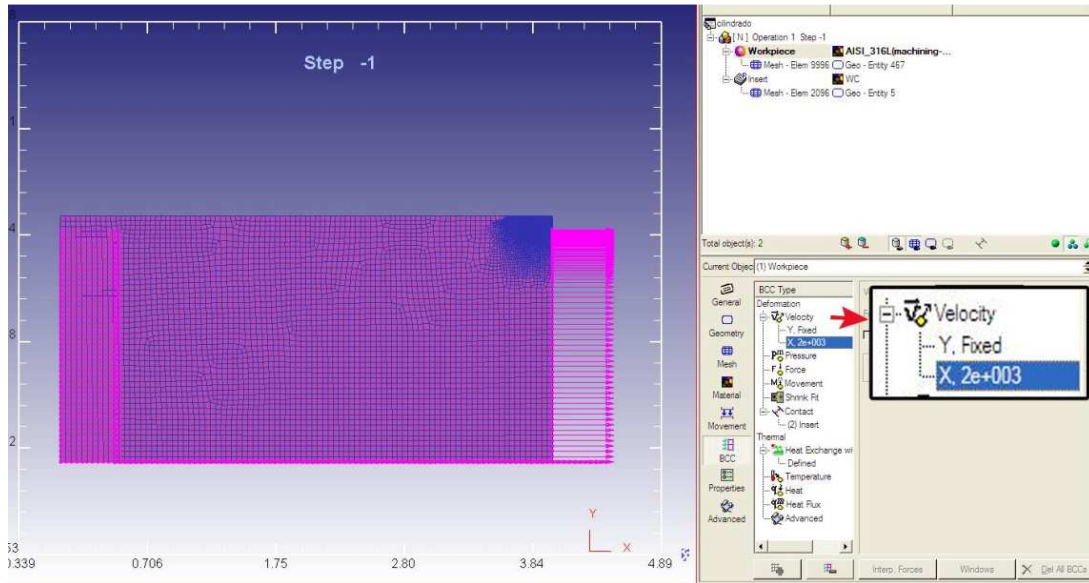


Figura 4.8: Condiciones de contorno de velocidad aplicadas a la pieza.

4.4 Definición de la Herramienta.

4.4.1 Geometría.

Se definen dos geometrías de herramientas correspondientes a dos radios de punta distintos: 0.02 y 0.08. Se partirá de una herramienta básica de 1mm por 1 mm con filo nuevo sin ningún tipo de desgaste inicial.

Para Ambas geometrías se ha definido una herramienta de dimensiones 1mm x 1mm, ángulo de desprendimiento 0°, ángulo de incidencia 5° y radio de punta según los dos casos mencionados arriba.

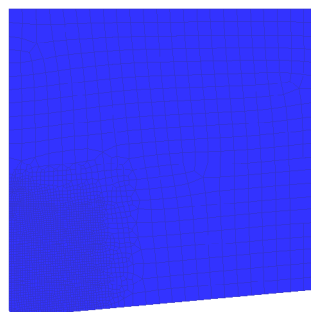


Figura 4.9: Geometrías de la herramienta de corte para el radio de arista 0.02 mm.



4.4.2 Material.

El material utilizado en la herramienta corresponde a un carburo de wolframio (tungsteno) obtenido de la biblioteca del DEFORM 2D V8.1. Este material tiene las propiedades expuestas en la siguiente tabla:

Propiedades Físicas	
Densidad (g/cm ³)	15,7
Punto de Fusión (°C)	2800-2870
Propiedades Mecánicas	
Coefficiente de Poisson	0,25
Dureza Rockwell A	90
Módulo de Elasticidad (GPa)	650
Resistencia a la Tracción (MPa)	344

Tabla 4.5: Propiedades del material Wolframio al Carbono.

En el caso de la herramienta se considera un modelo rígido ya que en comparación con la pieza a mecanizar su rigidez es mucho mayor y no se le consideran deformaciones. Definirla de esta manera supone una pérdida de exactitud prácticamente despreciable y disminuye mucho el número de ecuaciones a resolver en cada iteración y por tanto el tiempo de cálculo.

4.4.3 Mallado.

Se utiliza también un sistema de ventanas para este mallado:

- **Ventana 1:** Tiene elementos de 5 μ m. Dentro de esta ventana se encuentran las zonas de contacto de la herramienta con la pieza.
- **Ventana 2:** Tiene elementos que aumentan progresivamente desde la ventana 1, hasta alcanzar 0,07 mm de lado.

El número de elementos utilizado es constante, en torno a 2000, debido a que se ha definido la herramienta como un cuerpo rígido, lo que implica que no sufrirá deformaciones durante la simulación y por tanto su malla tampoco lo hará.

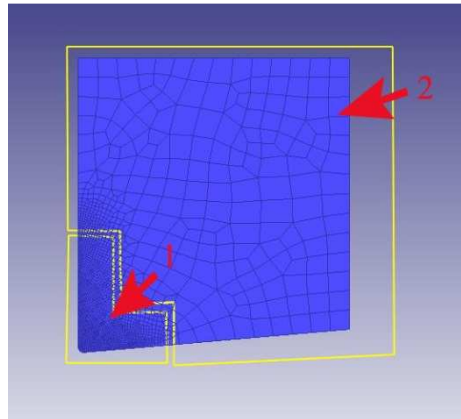


Figura 4.10: Mallado de la herramienta.

4.4.4 Condiciones de contorno.

Como se ha supuesto que la herramienta permanece quieta mientras es la pieza la que avanza durante la simulación, se restringirán sus movimientos en los ejes X e Y. Por tanto se impondrán condiciones de velocidad nula en la dirección de ambos ejes en los nodos correspondientes a los laterales de la herramienta opuestos al filo. En este caso, al ser un elemento rígido, no es necesario aplicar esta condición a la totalidad de los nodos.

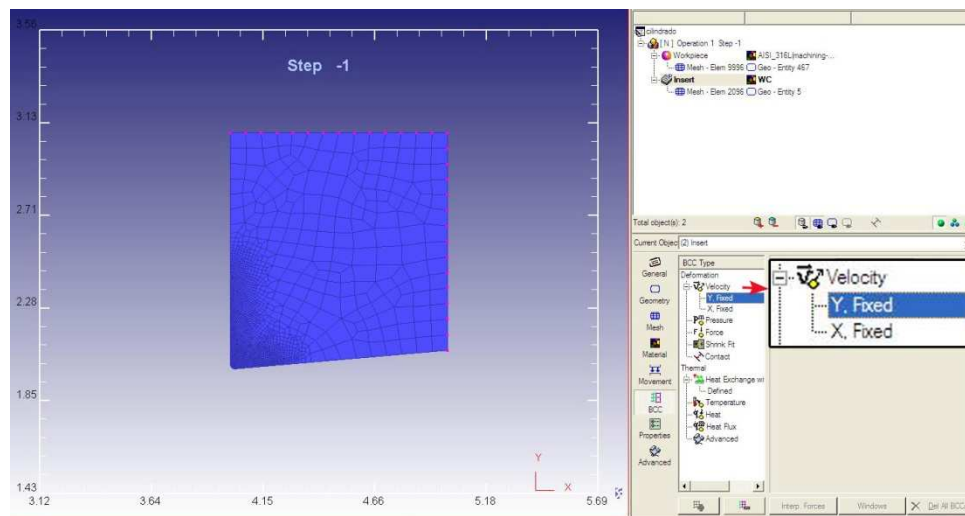


Figura 4.11: Condiciones de contorno de la herramienta.

4.5 Condiciones de Fricción.

Para la modelización de la fricción se consideran dos zonas de contacto:

- Una zona de contacto viruta – herramienta de valor $\mu=0.8$
- Y otra zona de contacto herramienta – superficie mecanizada de valor $\mu=0.4$

En ambas se considera un comportamiento de tipo Coulomb. Se utiliza un sistema de ventanas, igual que en el mallado. El motivo de la separación en dos zonas de fricción viene impulsado por la simplificación de los modelos ejecutados en la tesis. Al poner un coeficiente tan alto en la zona 1, lo que representa es el fenómeno de adhesión de la viruta sobre la superficie de desprendimiento de la herramienta, ya que las fuerzas debidas a este coeficiente de fricción son altas (aunque en la realidad no se llegue a coeficientes tan altos).

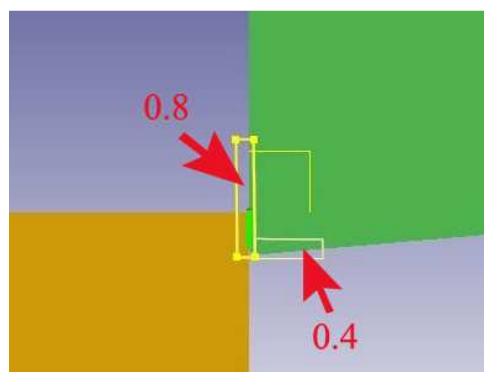


Figura 4.12: Modelización mediante ventanas de las zonas de fricción.

4.6. Validación del modelo.

Antes de hacer un análisis exhaustivo se procede a la validación del modelo mediante la comparación de fuerzas experimentales obtenidas en ensayos de corte. Para ello se obtienen datos experimentales obtenidos de las referencias [11], [12] en las condiciones del modelo con radio 0.02mm y una pasada de corte, sin límite de daño ni eliminación de material. Se ha de indicar que las fuerzas están calculadas respecto a profundidad de pasada 1 mm.

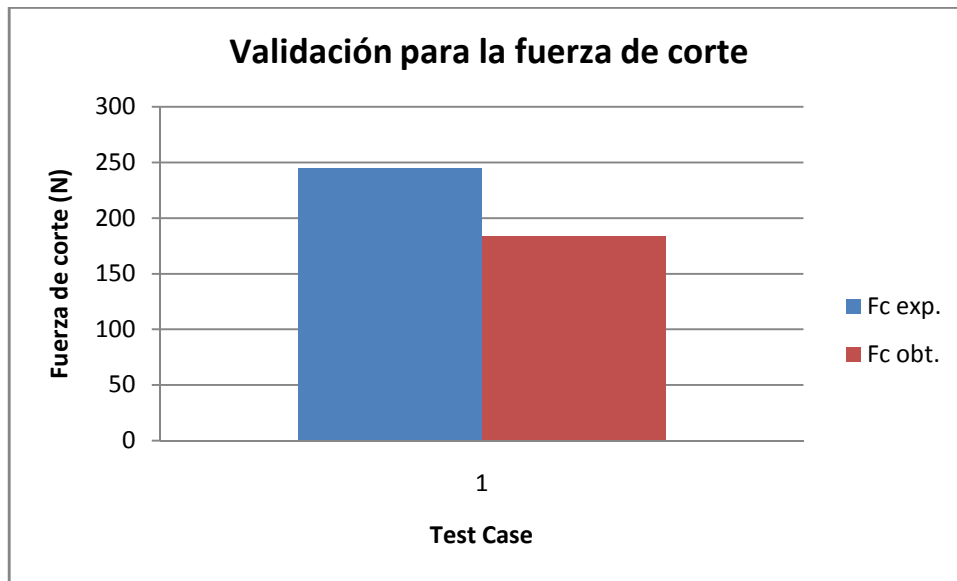


Figura 4.13: Comparación de fuerzas de corte para el AISI 316L.

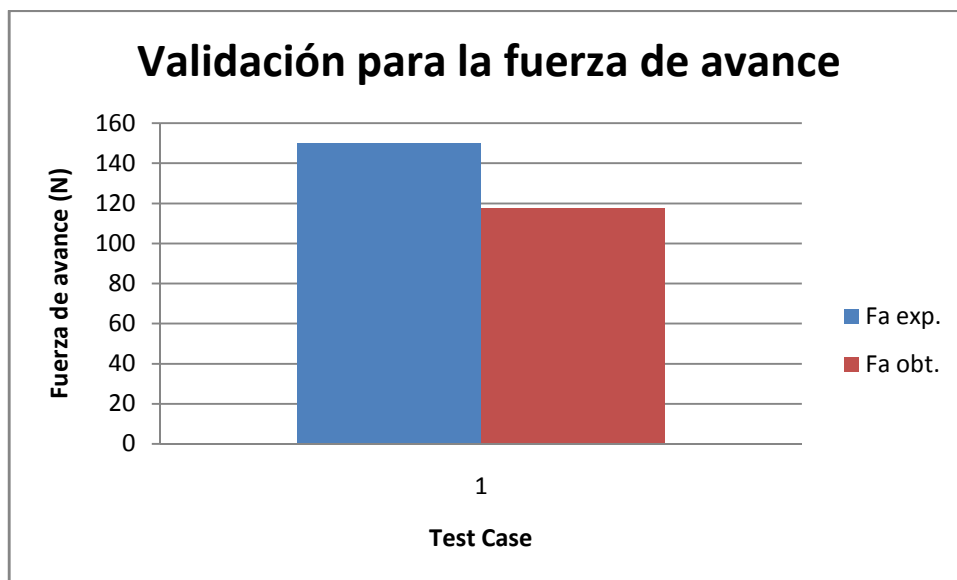


Figura 4.14: Comparación de fuerzas de avance para el AISI 316L.

Las diferencias entre los resultados obtenidos en la simulación y los experimentales es de un 25% para la fuerza de corte y de un 22% para la fuerza de avance. Son unas diferencias aceptables, posiblemente influenciadas por el uso de diferentes programas FEM usados en cada proyecto y las pequeñas diferencias entre unos modelos y otros.

Sin embargo se comprueba como los modelos implantados para el presente proyecto no distan mucho de la realidad y los valores de las fuerzas rondan el mismo



orden de magnitud, así que se asume la validez del modelo teniendo en cuenta estos porcentajes de desviación para el análisis posterior.

4.7 Condiciones de Eliminación de Material.

Las condiciones de eliminación de material se emplean en dos modelos en el estudio de la influencia del límite de daño crítico. La función de este parámetro consiste en el eliminar los elementos de la malla que alcanzan ese límite de daño según la condición de rotura de Cockcroft & Latham que se explicó en el capítulo anterior. Los modelos desarrollados para este estudio son los siguientes:

- Pieza sin límite de daño crítico, y sin eliminación de material.
- Pieza con límite de daño crítico igual a 64. Se define en la pieza un criterio de eliminación de material de tipo Cockcroft y Latham, con valor 0 pero se establece que no elimine ningún elemento de la malla al alcanzar ese valor.
- Pieza con límite de daño crítico igual a 64. Se define en la pieza un criterio de eliminación de material de tipo Cockcroft y Latham, con valor 64 y eliminación de dos elementos de malla si alcanzan este valor.
- Pieza con límite de daño crítico igual a 68. Se define en la pieza un criterio de eliminación de material de tipo Cockcroft y Latham, con valor 68 y eliminación de dos elementos cada vez que dos o más alcancen ese valor.

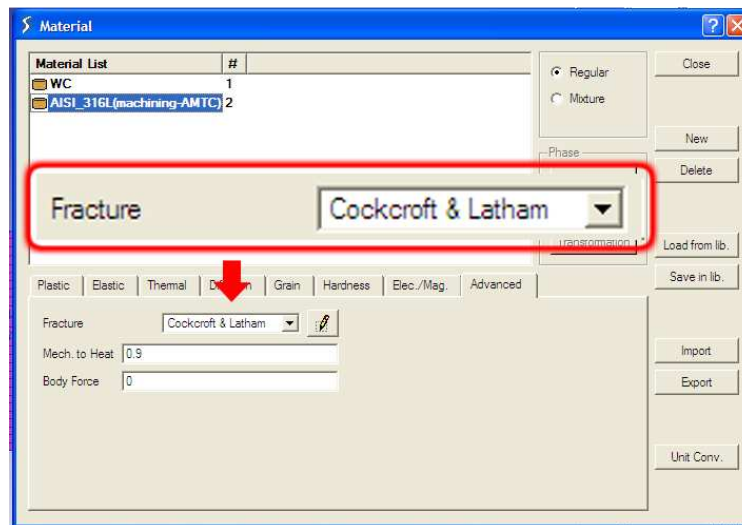


Figura 4.15: Selección del criterio de fractura Cockcroft & Latham.

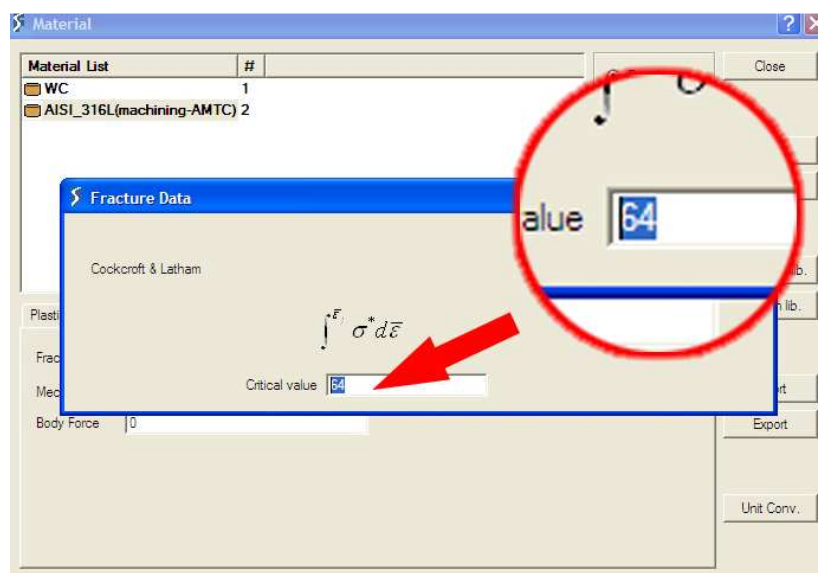


Figura 4.16: Selección del límite de daño crítico 64.

4.8 Otros Parámetros y Condiciones.

Para completar la creación del modelo se deben tener en cuenta unos cuantos parámetros relativos al funcionamiento general del mecanismo de generación de viruta y a requerimientos del programa para su buen funcionamiento:

La temperatura ambiente de trabajo se considera de 20° C. También se establece un coeficiente de convección constante de 0,08 N/sec/mm/°C, que corresponde al valor



de disipación de calor al aire por convección forzada y representa adecuadamente las condiciones propias de procesos de torneado en seco. Ambos valores, se han definido en el menú de controles de la simulación. Estos valores se han definido en todas las superficies de la pieza. La radiación ha sido despreciada durante la modelización del proceso.

En cuanto al coeficiente de transferencia de calor en la zona de contacto herramienta-material, el valor empleado es 45 N/sec/mm/°C (utilizado por defecto en el Módulo de Machining de DEFORM2D). Por defecto el reparto de calor se encuentra definido en DEFORM2D con un 50% de calor para la pieza y 50% para la herramienta.

Se trabaja con un incremento de tiempo por paso constante y equivalente a $6,628 \cdot 10^{-7}$ segundos y por lo tanto con desplazamiento por paso variable. El número de pasos será el mínimo necesario hasta que las fuerzas que intervienen en el proceso se estabilicen, de esta forma se evita procesar un gran número de pasos sin fundamento.

Sin embargo este parámetro tiene una implicación muy distinta según que modelos, pues la duración de las simulaciones ha sido muy distinta según el resto de parámetros especificados, más concretamente al establecer la eliminación o no de daño, material, pues el programa realiza continuos remallados. Por tanto la duración para la simulación en las que se ha llevado a cabo la eliminación de material ha conllevado una aproximación de 500 horas (250 h/mm), mientras que el resto de modelos han llevado una duración aproximada de 10 u 12 horas. (2.5 h/2mm - 3h/mm) La diferencia es considerable por eso este parámetro se ha ajustado a valores un poco más altos en las simulaciones a las que se le ha establecido la condición de eliminación de material.

El remallado está definido como automático. Se establece un criterio de remallado basado en la interferencia entre elementos de la pieza y la herramienta igual a 1,67 μm , correspondiente a una interferencia del orden de 1/3 del tamaño del elemento más pequeño, tal y como se recomienda en el manual de DEFORM2D. El modelo remalla cuando la penetración de un elemento de la herramienta en otro de la pieza alcanza el valor máximo de interferencia permitido.



Por otra parte, las deformaciones progresivas de los elementos por el movimiento también originan remallados automáticos cuando la forma del elemento alcanza ángulos en los nodos demasiado agudos, que pueden afectar la convergencia y los resultados del cálculo. Al realizarse un remallado de la pieza se actualizan los valores térmicos y mecánicos correspondientes a la posición de los nuevos nodos de la malla.

La herramienta, al estar definida como rígida, mantiene su mallado durante toda la simulación, actualizándose tan solo los valores de temperatura de sus nodos.

Por último cabe mencionar que durante la simulación además del remallado automático realizado por el software, es necesario remallar de manera manual cuando el programa no es capaz de solventar los problemas de convergencia o singularidad de manera automática. Así durante el transcurso de la simulación, el programa parará innumerables veces, en las que, entrando de nuevo en el módulo preprocesador habrá que modificar alguna de las variables relativas al mallado y volver a mallar. Así mismo es necesario ir controlando durante todo el proceso que el mallado sigue conservando el tamaño de elementos que nos interesa de forma que, cuando esto no suceda, habrá que remallar y aumentar el número de elementos totales.

4.9 Definición de la Segunda Pasada.

A los dos primeros modelos que se estudia, en los que se varia el radio de filo de la herramienta y no tienen implementando el criterio de daño con eliminación de material del que se ha hablado en el apartado 4.7., se les realiza una segunda pasada para estudiar los efectos generados por la primera pasada como pueden ser variaciones mecánicas (endurecimiento por deformación, generación de tensiones residuales) y térmicas (aumento de temperatura), y se cuantifica qué efecto tiene cada uno de éstas, tanto por separado como de forma conjunta, en las fuerzas de mecanizado desarrolladas.

Esto no se realiza sin embargo en los modelos de eliminación de material, ya que se mencionó la gran cantidad de tiempo que conlleva realizar estas simulaciones. Por tanto la realización de una segunda pasada con la longitud de corte necesaria para que se estabilicen las propiedades se hace demasiado extensa.

Volviendo a los modelos en los que si se ha llevado a cabo, los parámetros de corte y las condiciones utilizadas han sido las siguientes:

Velocidad de corte (m/min)	120
Avance (mm/rev)	0,1
Profundidad de pasada (mm)	2

Tabla 4.6: Parámetros de corte para la segunda pasada.

En la realidad y para comprenderlo intuitivamente se puede decir que la pieza está girando dando lugar al movimiento de corte, mientras que la herramienta permanece quieta durante cada revolución, realizando un movimiento de avance entre revolución y revolución. Como se está simulando qué ocurre en una parte muy pequeña de la pieza en términos de simulación esto se traduce en, una vez realizada la primera pasada, la necesidad de esperar el tiempo correspondiente a una revolución, cuyo efecto es un enfriamiento de la misma.

Por ello para poder establecer las condiciones requeridas para simular la segunda pasada para cada uno de los casos analizados, será necesario generar una simulación intermedia entre ésta y la primera. Esta simulación intermedia se empleará para reposicionar la pieza frente a la herramienta, y para simular el enfriamiento de la pieza entre las dos pasadas.

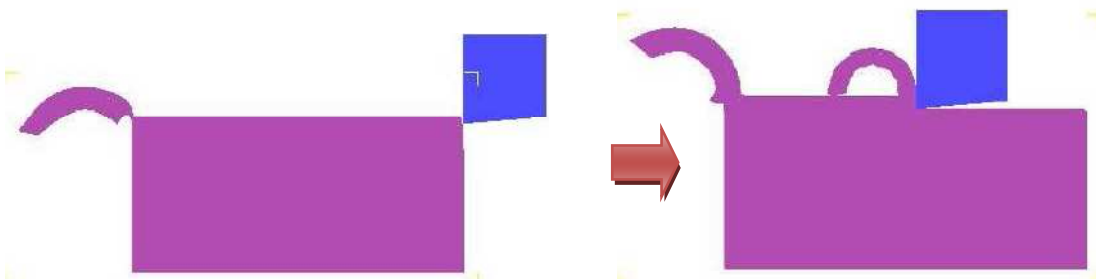


Figura 4.17: Formación de viruta en la segunda pasada.

En el modelos de la segunda pasada se mantienen las condiciones de corte respecto a la primera, así como las condiciones de fricción, las propiedades de los

materiales y la geometría y mallado de la herramienta. Se modifica en cambio, el mallado de la pieza, al que se le añaden nuevas ventanas para asegurar que se mantiene un mallado fino $10\mu\text{m}$ en la zona previamente mecanizada de la primera pasada.

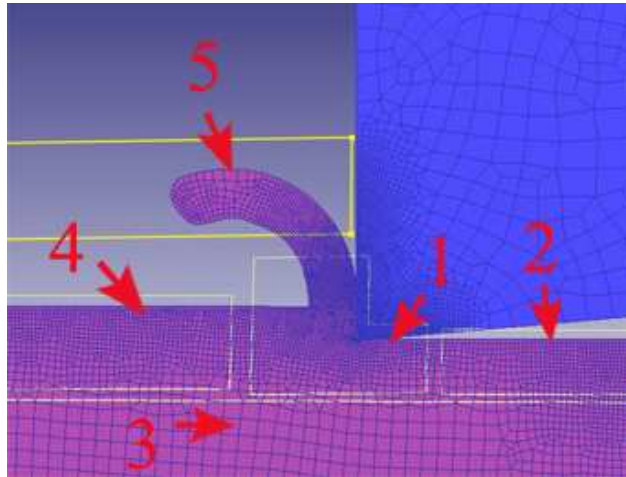


Figura 4.18: Mallado de la pieza para segunda pasada.

- **Ventana 1:** Tamaño de la malla de $5\mu\text{m}$.
- **Ventana 2:** Tamaño de la malla de $10\mu\text{m}$.
- **Ventana 3:** Tamaño de la malla de $70\mu\text{m}$.
- **Ventana 4:** Tamaño de la malla de $10\mu\text{m}$.
- **Ventana 5:** Tamaño de la malla de $70\mu\text{m}$.



Capítulo 5

Resultados Obtenidos.

Tras la finalización de las simulaciones se procede a la obtención y análisis de resultados a través de las opciones de post-procesado de DEFORM 2D.

Como se ha indicado en el capítulo 3, las simulaciones numéricas de procesos de mecanizado mediante modelos de elementos finitos, nos permite obtener valores de magnitudes cuya determinación experimental, o no es posible o suponen un coste muy elevado.

Así pues, se realizara a continuación un análisis de las magnitudes de la geometría de la viruta generada así como las distribuciones y valores máximos de la presión normal y temperaturas generadas en cada caso.

Las magnitudes medidas y analizadas en cada caso son:

- Geometría de la viruta.
- Componentes de la fuerza de mecanizado (fuerza de corte y fuerza de avance) y relación entre ambas.
- Temperatura máxima en la viruta y en la superficie mecanizada.

5.1 Estudio de la Variación del Radio de Filo.

Una vez validado el modelo base, en el capítulo anterior, se procede al análisis completo, tras someter al modelo a variaciones del radio de filo de la herramienta y pasadas sucesivas. Los dos radios son de 0.02 y 0.08 mm. A continuación se presenta el análisis de los resultados de las simulaciones.

5.1.1. Geometría de la viruta.

La geometría de la viruta viene principalmente definida por tres magnitudes relacionadas entre sí: espesor, ángulo de cizalladura y longitud de contacto con la herramienta.

- **Espesor:** El espesor de la viruta se mide sobre la interfaz gráfica de los resultados. Se realizan varias mediciones cuando se considera que la viruta está totalmente desarrollada y se calcula una media de las mismas para eliminar errores de medición.

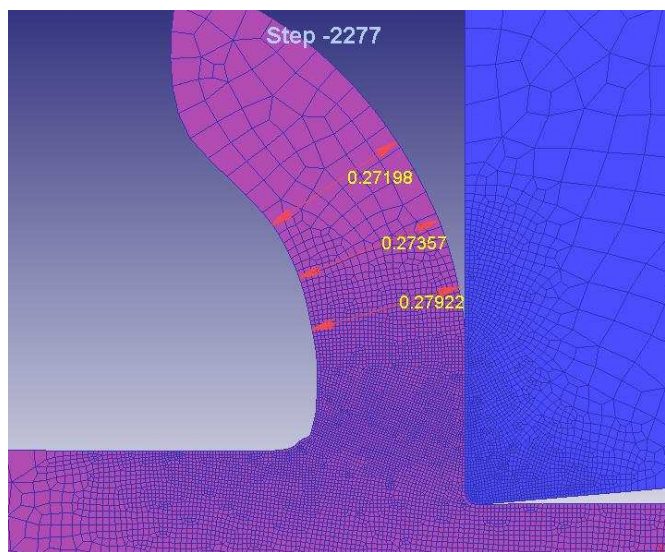


Figura 5.1: Ejemplo de medida del espesor de viruta.

A continuación se presentan las tablas y gráficas correspondientes a los espesores calculados para los dos radios de punta y a cada una de las pasadas.

Espesor	Radio de punta	
	0,02	0,08
1	0,274923333	0,28567
2	0,136603333	0,14597

Tabla 5.1: Espesor de viruta.

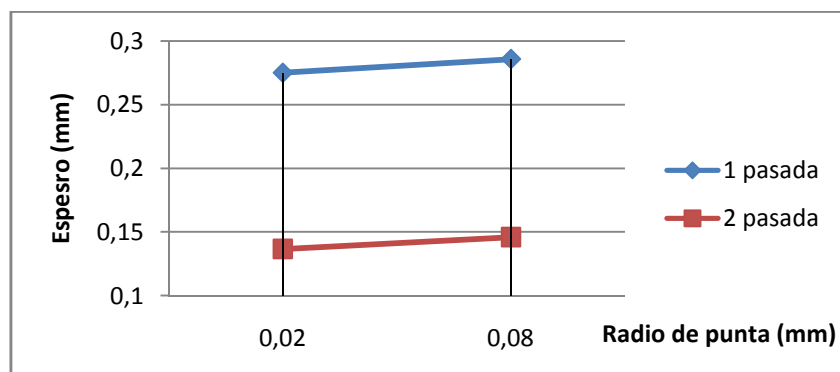


Figura 5.2: Variación del espesor de viruta en función del radio.

Tal como se observa, aunque la variación sea pequeña, hay un ligero aumento en el espesor de viruta arrancada al aumentar el radio de redondeo. Esto es debido a que en general, un radio de punta mayor tiende a empeorar el control de virutas. Esta tendencia puede ser vista especialmente a bajas profundidades de corte. Esto se debe a un radio de esquina mayor, la parte curva de una viruta se vuelve mayor y, por ello, el ángulo lateral del filo se incrementa. Con un ángulo principal grande, el ancho de corte se vuelve menor, el ancho de la viruta y el radio del “rulo” de la viruta se vuelve mayor y las virutas se rompen con facilidad.

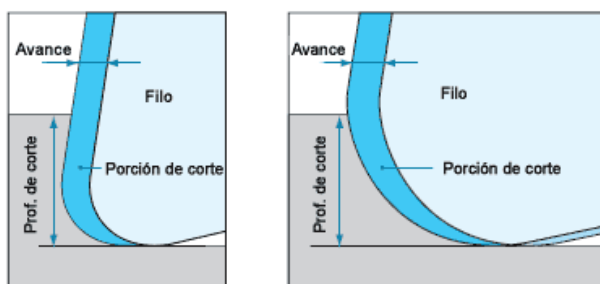


Figura 5.3: Relación entre el espesor de viruta y el redondeo de filo. [19]

El incremento de espesor entre los dos radios es aproximadamente del 3.5%. Ahora si se presta atención a los datos en relación a la segunda pasada, si que se aprecia una gran diferencia ya que con respecto a la primera pasada la reducción del espesor es aproximadamente del 50%.

Un punto importante a destacar es que en primera pasada todas las geometrías de corte presentan viruta continua sin embargo en segunda pasada se observa una viruta algo más irregular, especialmente al aumentar el radio del filo. En concreto, en el caso con redondeo 0,08 mm las variaciones en el espesor recuerdan a geometría de viruta serrada

Para observar este efecto es necesario que el mallado sea suficientemente denso en la zona de corte (tamaño de elementos del orden de 5 micras). En modelos con tamaño de elemento de 10 micras no se observó el efecto de formación de viruta serrada.

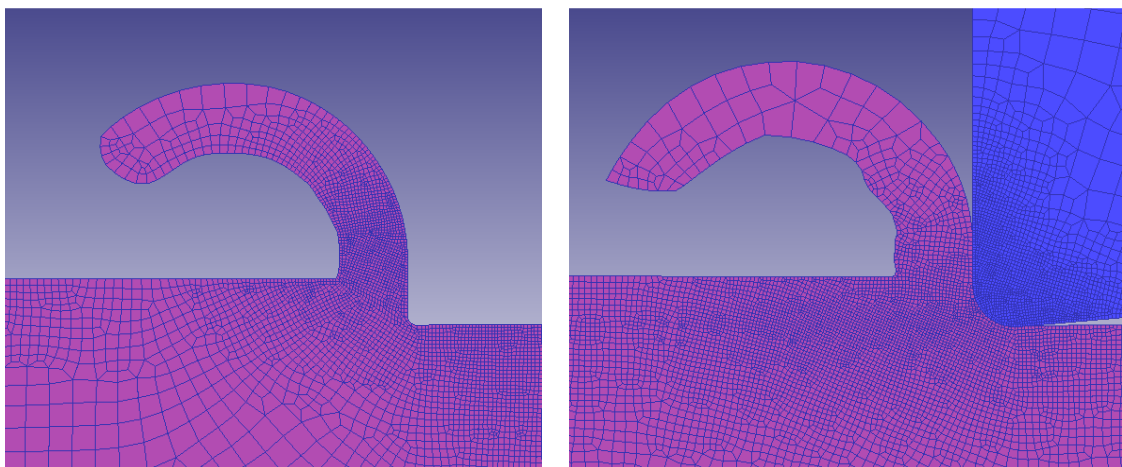


Figura 5.4: Diferencia de viruta entre redondeo 0.02 y 0.08 para la segunda pasada.

- **Ángulo de cizalladura:** El ángulo de cizalladura se calculará a partir de los valores ya obtenidos para el espesor de la viruta. Se utilizará la siguiente expresión que relaciona estas magnitudes:

$$\Phi = \arctg\left(\frac{r \cdot \cos \gamma}{1 - r \cdot \sin \gamma}\right)$$



Donde Φ es el ángulo de cizalladura, γ es el ángulo de desprendimiento y r es la relación de corte, definida por h/h' , es decir por la relación entre el espesor teórico (coincidente con el avance en el corte ortogonal) y el espesor real (calculado en el apartado anterior). En todos los casos el ángulo de desprendimiento en 0° y el valor del espesor teórico es el valor del avance 0,1 mm/rev. Utilizando los valores del espesor calculados anteriormente para cada caso, se obtienen los siguientes valores del ángulo de cizalladura.

Ángulo de cizalladura	Radio de punta	
	0,02	0,08
Pasada		
1	19,9882379	19,2928157
2	36,2058646	34,4139618

Tabla 5.2: Ángulo de cizalladura.

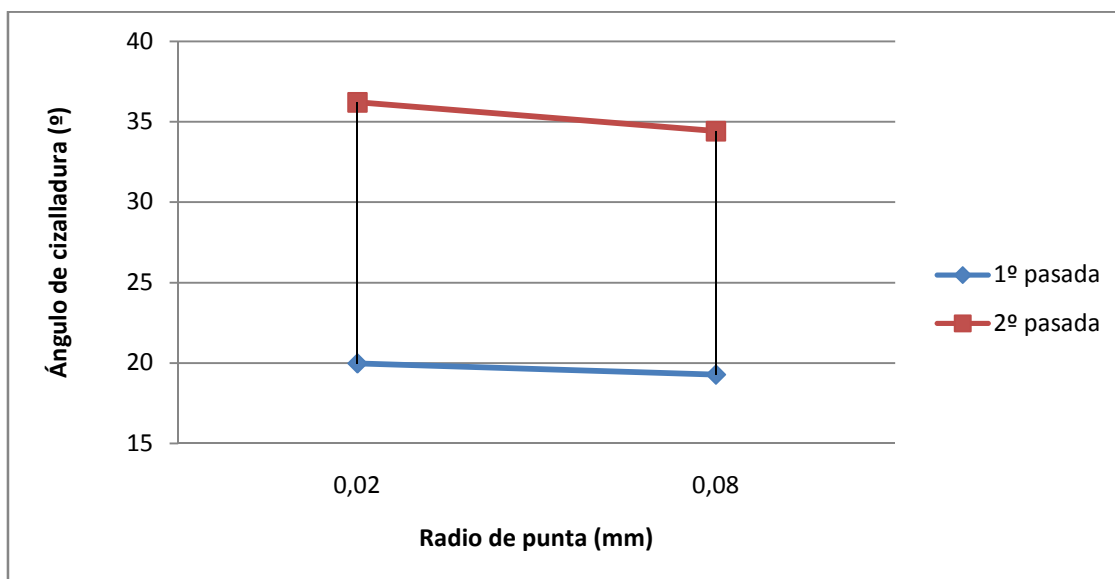


Figura 5.5: Variación del ángulo de cizalladura en función del radio.

El ángulo de cizalladura y el espesor son magnitudes inversamente proporcionales, como muestra la fórmula de cálculo. Por ello se pueden observar variaciones del mismo orden que las obtenidas para el espesor entre las distintas geometrías de la herramienta.



La variación al aumentar el radio de punta supone una disminución del 3% en la primera pasada. En la segunda pasada, es en torno al 5%. Como comparación entre la primera y la segunda pasada, en el caso del radio 0.02 el aumento del ángulo es del 45%, y para el caso de radio 0.08 es de un 44% aproximadamente. Igual que el caso anterior se ve que la disminución se mantiene constante entre primera y segunda pasada.

- **Longitud de contacto:** La longitud de contacto se mide, al igual que el espesor, directamente sobre los resultados gráficos mostrados por el postprocesador. La medida se realiza cuando el punto de pérdida de contacto entre la viruta y herramienta se estabiliza, y se establece entre dicho punto y la tangente a la superficie mecanizada en la dirección del movimiento de corte. Esto se esquematiza en la siguiente figura:

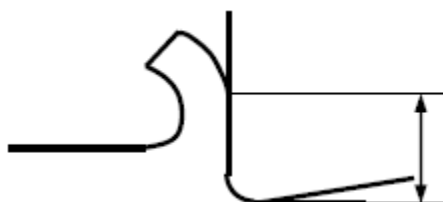


Figura 5.6: Esquema de la medida de la longitud de contacto.

Los valores obtenidos para los dos radios de punta en la primera y segunda pasada son los siguientes:

Longitud de contacto	Radio de punta	
Pasada	0,02	0,08
1	0,31612	0,33176
2	0,1679	0,1914

Tabla 5.3: Longitud de contacto.

Como muestra la figura 5.9 los valores obtenidos para la primera pasada van aumentando ligeramente al aumentar el radio de filo (las diferencias entre los valores oscilan en torno al 8-9%). No se observan variaciones significativas para las simulaciones de segunda pasada.

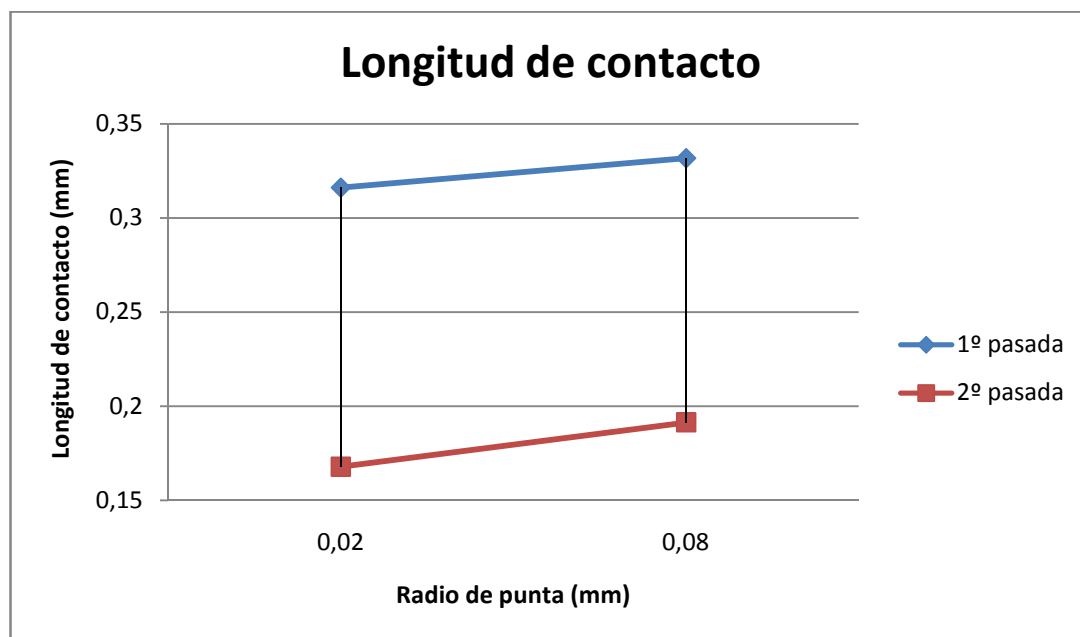


Figura 5.7: Gráfica de la longitud de contacto en función del radio.

Tal y como muestra la tabla, la diferencia entre realizar una o dos pasadas es importante, ya que se obtienen valores en torno a un 40-50 % mayores de incremento en la primera pasada; en la segunda pasada la viruta es más fina y curvada y enseguida toca la pieza, de ahí que se establezca la condición en el programa que la viruta no penetre en la pieza.

5.1.2. Fuerzas de mecanizado.

Las fuerzas de mecanizado junto con las tensiones residuales, son las magnitudes que se midieron experimentalmente en los ensayos de corte realizados en el marco de la Tesis ya antes citada [1]. Sus valores se utilizaron para ajustar el modelo numérico en la Tesis para la geometría de la herramienta no desgastada y para comprobar la validez del modelo en otras geometrías.

A diferencia del modelo desarrollado en la Tesis, el modelo descrito en este Proyecto no ha sido ajustado en base a ningún valor experimental. Es por tanto razonable esperar diferencias significativas entre los resultados numéricos y experimentales que podrían reducirse con un ajuste adecuado de determinados



parámetros del modelo. Para hacer posibles las comparaciones, todas las fuerzas de aquí en adelante se muestran en base a profundidad de pasada 2 mm.

Se analizan tres magnitudes: Fuerza de corte, fuerza de avance y ratio entre ambas. La evolución del valor de las fuerzas de corte y avance con el movimiento de corte es un resultado obtenido directamente a través del postprocesador. En general se puede observar que las fuerzas de corte estabilizan más rápidamente que las de avance.

FUERZAS DE MECANIZADO	1 PASADA			2 PASADA		
Simulación	Fc(N)	Fa(N)	Fa/Fc	Fc(N)	Fa(N)	Fa/Fc
r=0,02	309,76	144	0,46	232,74	126	0,53
r=0,08	368,2	235,48	0,64	281,44	262,8	0,93

Tabla 5.4: Fuerzas de corte, avance y ratio obtenidas en la primera y segunda pasada.

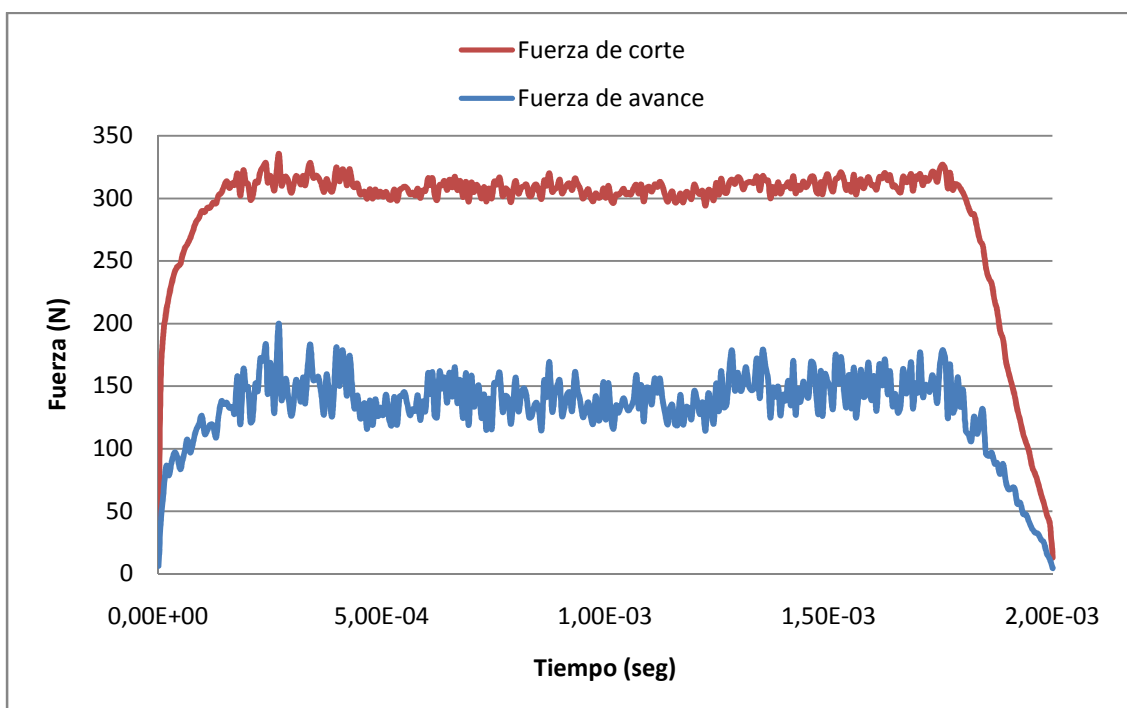


Figura 5.8: Fuerzas de corte y de avance para la primera pasada en función del tiempo para el radio de punta de 0.02.

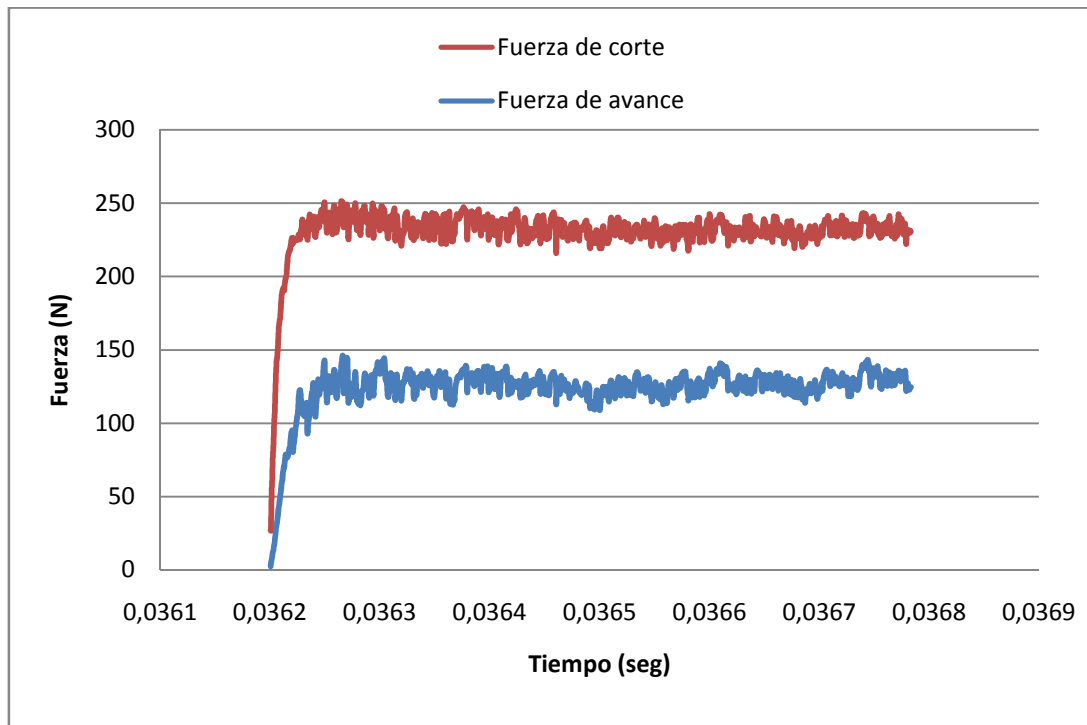


Figura 5.9: Fuerzas de corte y de avance para la segunda pasada en función del tiempo para el radio de punta de 0.02.

Se puede decir, a la vista de las graficas y los valores medios obtenidos, que el aumento de radio de punta en la herramienta, provoca un aumento en las fuerzas tanto en las de corte como en las de avance, y como consecuencia un aumento de vibraciones que conllevará una mayor rugosidad en la pieza. Para la primera pasada, el incremento en la fuerza de corte es un 19% y para la segunda un 21%, es decir el incremento es del mismo orden aproximadamente. Pero en el caso de las fuerzas de avance el incremento entre la primera y la segunda pasada difiere mucho, pues en el primer caso la variación es de un 63% y para el segundo caso de un 108%, es decir duplica su valor. Esta variación tan grande entre incrementos con el radio (de un 71%), implica dos hechos, uno de ellos es que la fuerza de avance tiene un incremento mucho mayor con el aumento de radio y dos, que las fuerzas de corte se ve mucho más afectadas por esta variación del radio. Como el incremento de la fuerza de avance es superior al de corte, la relación F_a/F_c aumenta con el nivel de redondeo.

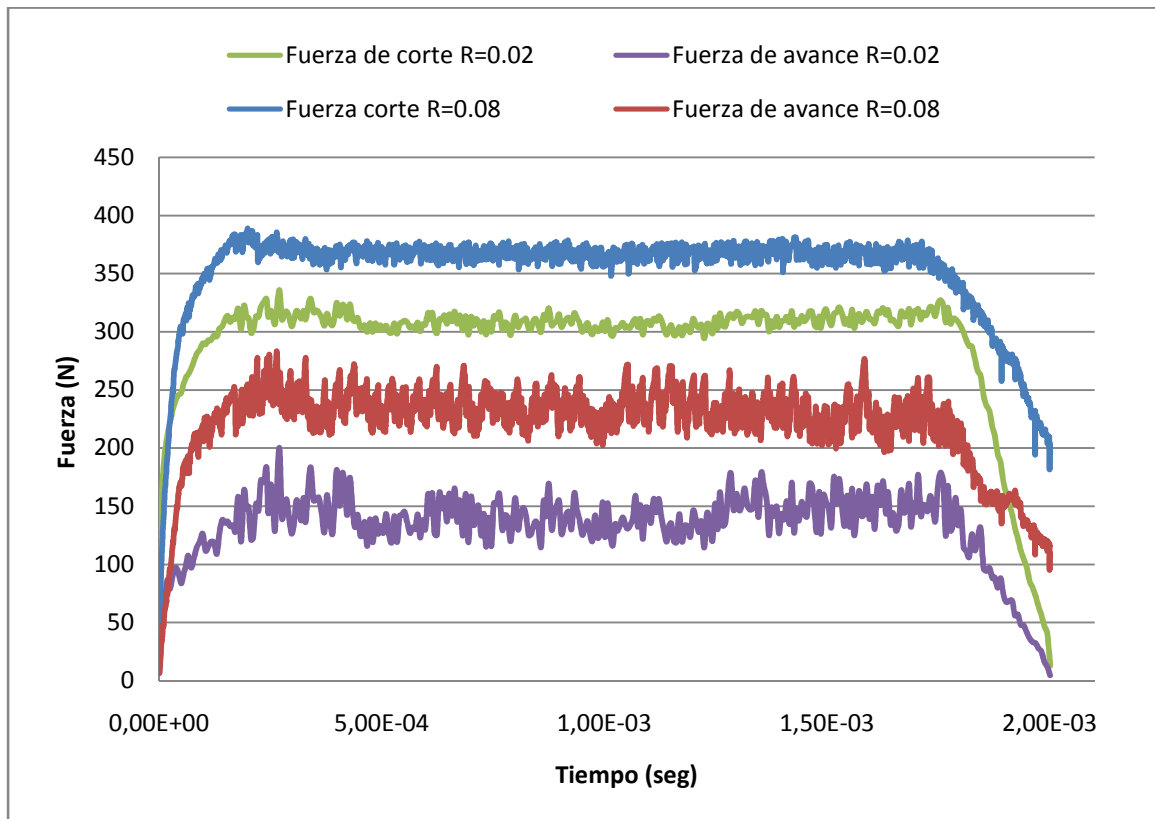


Figura 5.10: Comparación de fuerzas de corte y de avance para la primera pasada en función del tiempo, para el radio ambos radios (0.02 y 0.08).

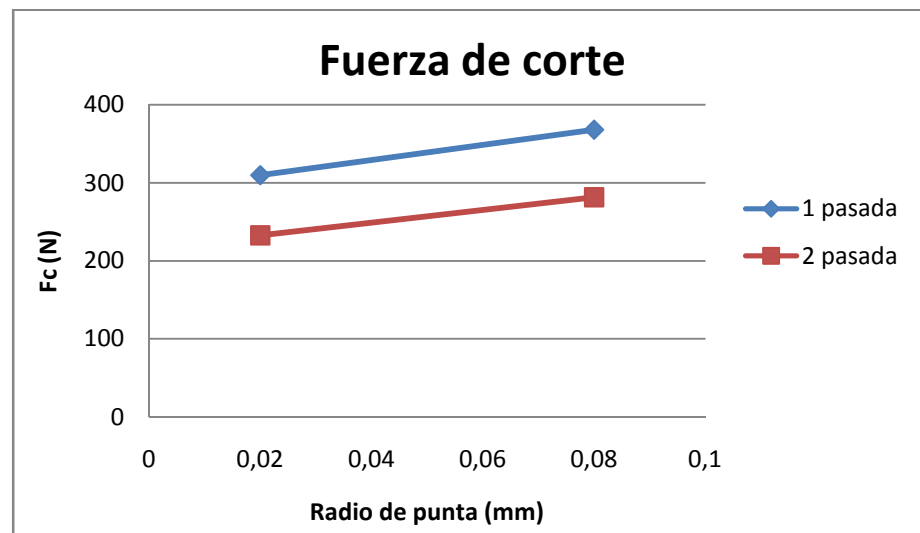


Figura 5.11: Variación de la fuerza de corte media en cada pasada vs el radio de punta de la herramienta.

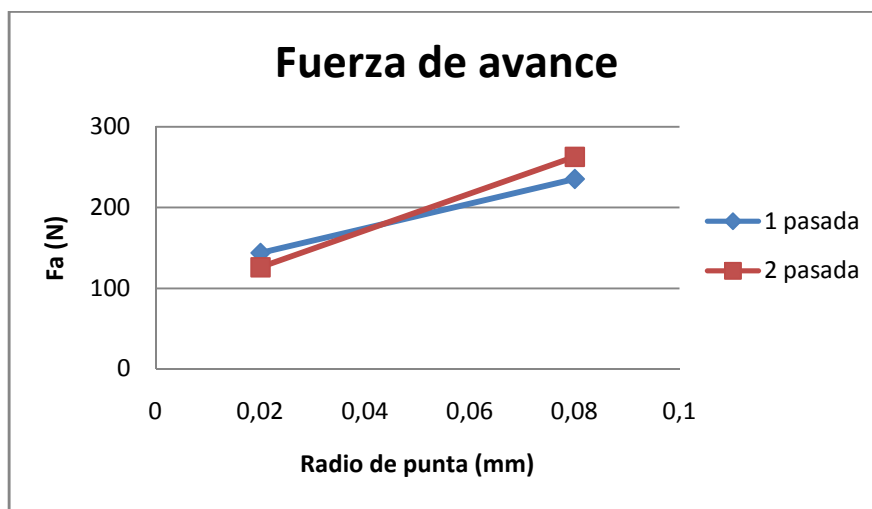


Figura 5.12: Variación de la fuerza de avance media en cada pasada vs el radio de punta de la herramienta.

Por otro lado, en la segunda pasada con respecto a la primera, las fuerzas observadas son inferiores, la fuerza de corte disminuye entre un 23 y un 24 % dependiendo del radio, y la de avance disminuye un 12% en el primer caso y aumenta un 11 % en el segundo. Este dato es muy significativo, pues esto implica que a medida que se aumenta el radio de filo, existe un valor de inflexión (entorno al 0.045) en el que las fuerzas de avance de sucesivas pasadas superan en valor medio los valores de la primera pasada. Por tanto hay que tener presente que aunque el valor de la fuerza de avance para un radio 0.02 mm sea menor que en la primera pasada, la fuerza de avance crece mucho mas en sucesivas pasadas al aumentar el radio de filo. Esto se ve muy bien reflejado en la gráfica 5.14 La evolución es prácticamente similar en ambas pasadas, salvo por el hecho de que la fuerza de avance experimenta muchas menos vibraciones con respecto a la primera pasada. Por otro lado se aprecia el pequeño detalle de que nuevamente la fuerza de corte se estabiliza antes que la de avance.

La comparación entre los ratios de fuerza muestra la rapidez con la crece la fuerza de avance, ya que se observa una pendiente mucho más pronunciada en el ratio de la segunda pasada. También se ve influido por el hecho de que las fuerzas de corte disminuyan en la segunda pasada, lo que produce un aumento en el radio. Y especialmente en gran distanciamiento al aumentar el radio.

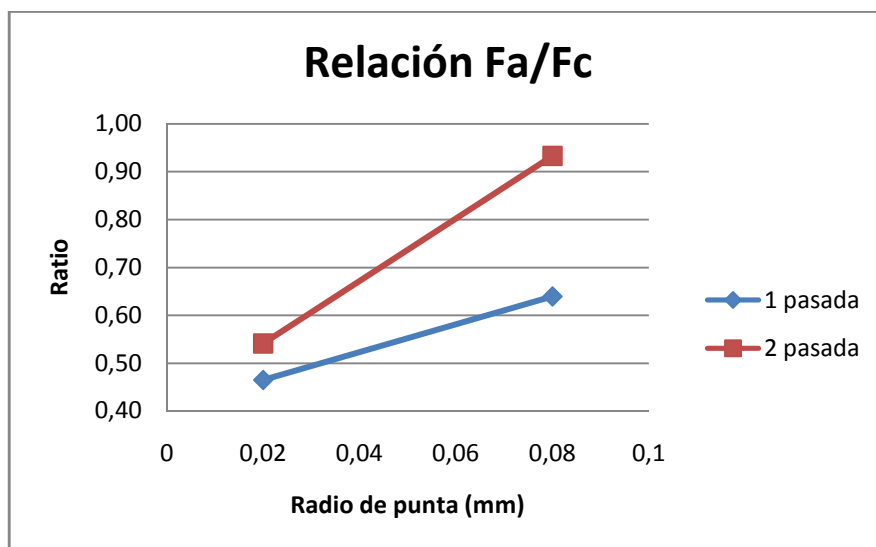


Figura 5.13: Variación del ratio F_a/F_c en cada pasada vs el radio de punta de la herramienta.

Es interesante realizar una comparación con los resultados obtenidos tanto en el modelo numérico de la Tesis [1] como con los experimentales de la misma a nivel de tendencias. Los únicos datos que no se tienen son los experimentales para la segunda pasada, puesto que solo se realizaron cilindrados de una pasada en dicha Tesis. A continuación se muestran los valores de todos los casos recogidos en la tabla 5.5:

Radio	FUERZAS DE MECANIZADO	1 PASADA			2 PASADA		
		Fc(N)	Fa(N)	Fa/Fc	Fc(N)	Fa(N)	Fa/Fc
0,02	Simulación	309,76	144	0,46	232,74	126	0,54
	Experimental	480	315	0,66			
	Modelo numérico de tesis	472	270	0,57	416	280	0,67
0,08	Simulación	368,2	235,48	0,64	281,64	262,8	0,93
	Experimental	468	430	0,92			
	Modelo numérico de tesis	570	470	0,82	524	552	1,05

Tabla 5.5: Fuerzas de corte, avance y ratio obtenidas en la primera y segunda pasada y en los datos experimentales y numéricos de la Tesis.

Aunque los valores obtenidos en los modelos desarrollados para este proyecto son inferiores a los obtenidos de manera experimental, debido al no ajuste del modelo (ya que el acero AISI 316L de dicha Tesis era un acero modificado más duro que el acero



AISI 316L estándar, que es el de la biblioteca del propio DEFORM 2D) y la validación mediante otros parámetros y modelos recogidos en [12], solo se realizara una comparación a nivel de tendencias, y no de incrementos de unos valores respecto a otros.

Dicho esto, al variar el radio, se experimenta un mayor incremento en las fuerzas de avance (entre un 36% para el modelo experimental y un 74% para el modelo numérico) que respecto a las de corte (entre un 2% y un 20% dependiendo igualmente del caso), experimentando los valores de este proyecto un crecimiento de fuerzas con el radio entre los casos experimental y numérico de la Tesis (estos son un 18% y un 63%). Asimismo para la segunda pasada el modelo numérico de la Tesis experimenta un incremento para la segunda pasada de un 25% para la fuerza de corte, y de un 97% para la de avance.

En cuanto a la relación de fuerzas F_a/F_c , es mayor cuanto mayor es el radio (0.46 y 0.64 para los dos casos). En comparación con los datos de la Tesis, la relación aumenta con el radio en el caso experimental un 40% que coincide con el aumento de los datos de este proyecto, mientras que para el modelo numérico de la Tesis, el ratio aumenta un 44% con el aumento de radio. Esto implica que, en las simulaciones realizadas para el presente proyecto, las fuerzas aumentan en la misma relación que el caso experimental, es decir que, aunque los datos de las simulaciones estén más alejados de los experimentales que en las simulaciones realizadas para la Tesis (ya que el modelo ha sido ajustado previamente), se considera que los datos aportados por este proyecto mejoran la tendencia de los datos frente a los experimentales, sobre todo para la fuerza de avance y la relación F_a/F_c .

5.1.3. Temperatura.

La temperatura es una de las magnitudes mas importantes en mecanizado debido principalmente a la estrecha relación que existe entre ésta y el desgaste generado en la herramienta así como el daño producido en la superficie mecanizada.

Debido a las características de la simulación numérica, si bien no se obtienen datos leales a los experimentales de manera cuantitativa, si de manera cualitativa, por lo

que se realiza el estudio térmico a modo comparativo entre las distintas geometrías de herramienta analiza.

En general, se puede decir que las máximas temperaturas alcanzadas por la pieza durante la simulación se dan en las zonas secundaria y terciaria de corte, es decir, en la superficie de contacto viruta-herramienta y en la zona de la pieza que se encuentra justo debajo del filo de la herramienta.

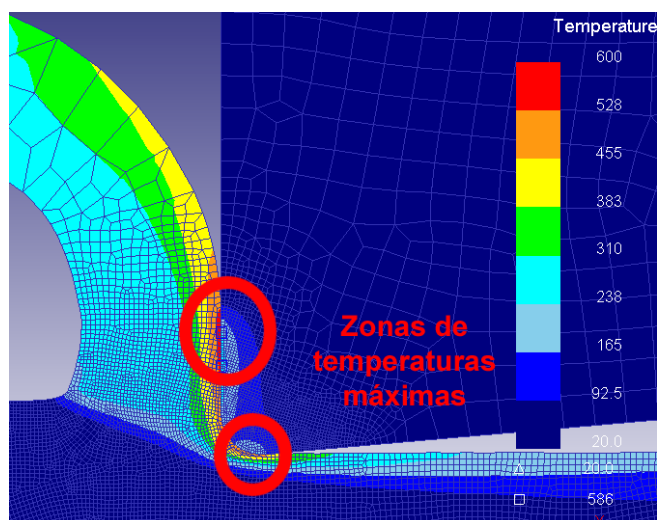


Figura 5.14: Zonas de temperaturas máximas en la pieza.

A continuación se estudian por separado las dos zonas importantes, es decir, la zona de contacto viruta-herramienta y la zona de herramienta-superficie mecanizada

- Zona de contacto viruta-herramienta:

Se observa una misma distribución de temperaturas en la zona de contacto viruta-herramienta (así como en la viruta en general) para los diferentes radios y pasadas, si bien, los valores no son los mismos.

Temperatura máxima (°C)	redondeo de punta (mm)	
pasada	0,02	0,08
1	552	585
2	550	574

Tabla 5.6: Temperaturas máximas alcanzadas en la zona de contacto viruta-herramienta.

Se puede observar en la siguiente figura las distribuciones comparativas entre la primera y la segunda pasada para los distintos radios, así como el cuadro resumen con las temperaturas máximas alcanzadas en esta zona:

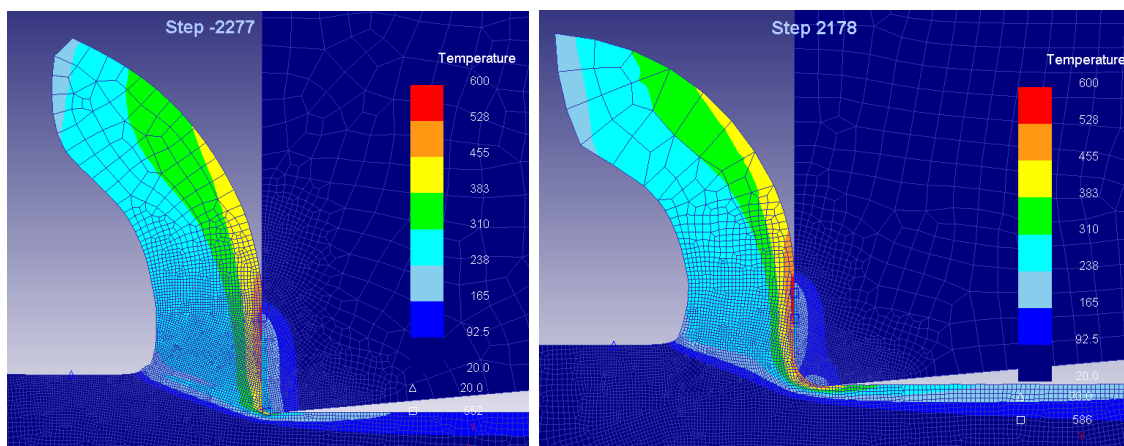


Figura 5.15: Distribución de temperaturas en la viruta para la primera pasada con los distintos radios (0.02 y 0.08 mm).

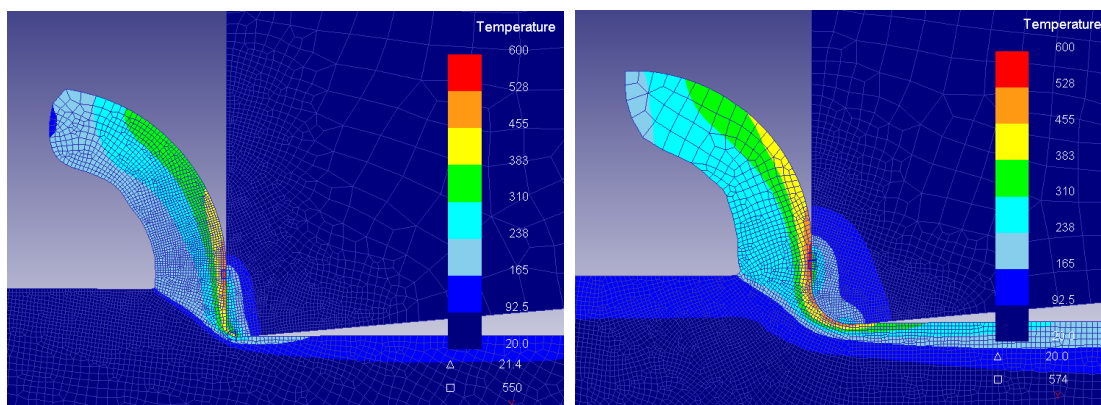


Figura 5.16: Distribución de temperaturas en la viruta para la segunda pasada con los distintos radios (0.02 y 0.08 mm).

Se ve claramente como las temperaturas aumentan al aumentar el radio de punta, tanto en la primera (un 6%) como en la segunda pasada (4%), aunque para un mismo radio, las temperaturas de la segunda pasada descienden levemente respecto de la primera pasada, aunque igualmente este descenso aumenta con el radio, ya que para un redondeo de 0.02 la temperatura en la segunda pasada disminuye un 0.3%, lo que es despreciable, sin embargo para un radio de 0.08 la segunda pasada disminuye su



temperatura en un 2%, que aunque también es despreciable debido a las altas temperatura, es significativo con respecto al radio anterior.

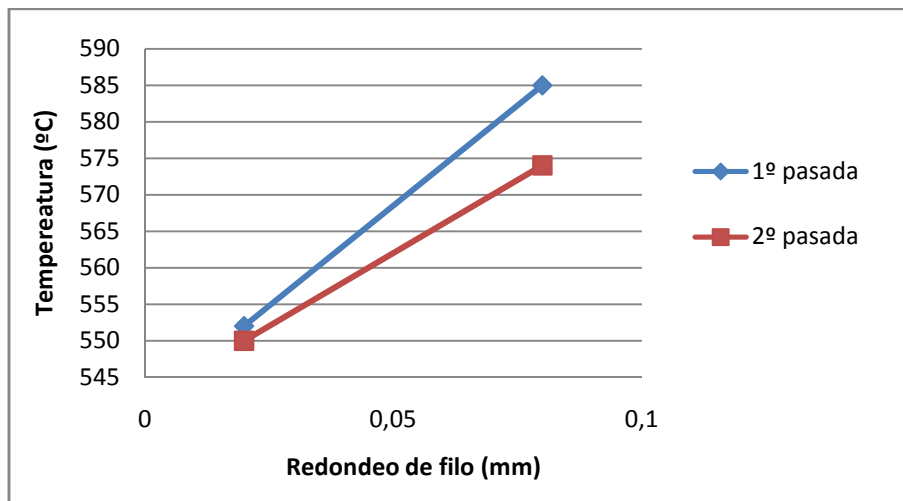


Figura 5.17: Variación de temperaturas máximas en la viruta en función del redondeo de filo.

Además en comparación con lo que se obtuvo en la Tesis, siguen una buena tendencia pues el incremento de temperaturas entre la primera y segunda pasada es de un 1,4% del orden de los índices hallados en las simulaciones de este proyecto.

- Zona de contacto superficie mecanizada-herramienta:

Igual que en el punto anterior, la distribución de temperaturas en la superficie mecanizada es igual para todas las condiciones, sin ser igual en valores numéricos. Se presentan las distribuciones para los cuatro casos gráficamente así como la tabla y la gráfica con las temperaturas máximas:

TEMPERATURA MÁXIMA (°C)	Redondeo de punta (mm)	
	0,02	0,08
1º pasada	500	524
2º pasada	345	518

Tabla 5.7: Temperaturas máximas alcanzadas en la zona de contacto superficie mecanizada-herramienta.

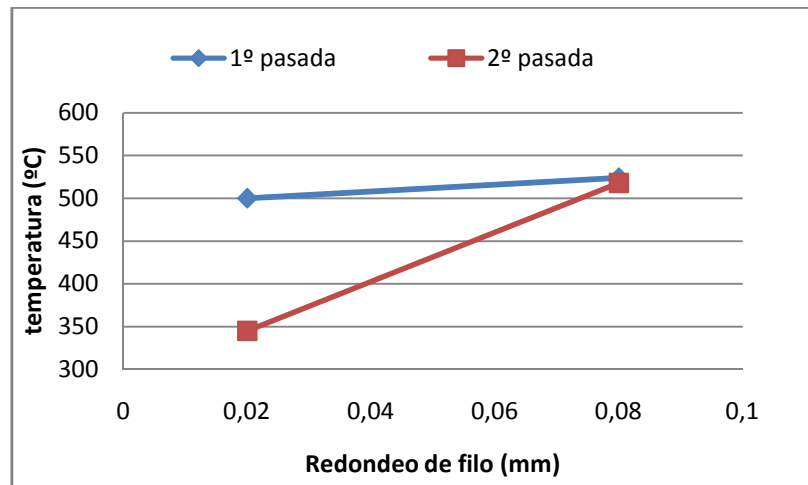


Figura 5.18: Gráfica de temperaturas máximas en función del radio de punta en la zona de contacto herramienta – superficie mecanizada.

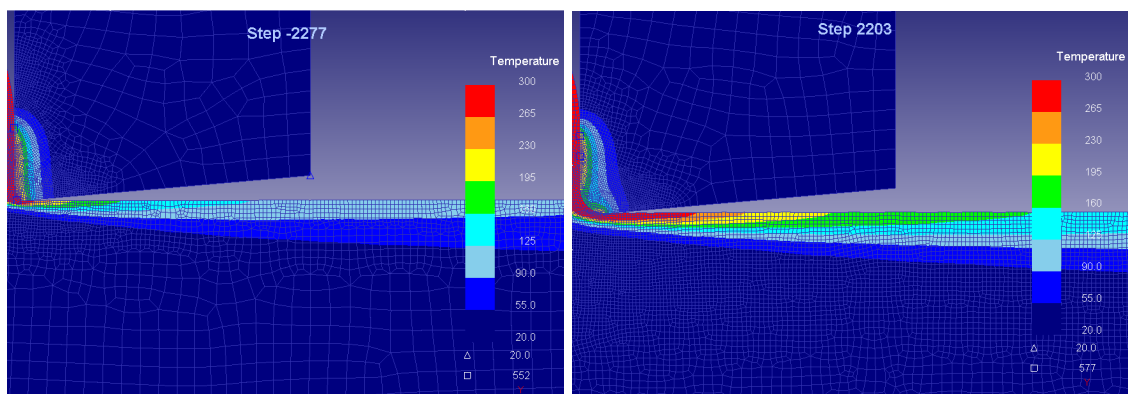


Figura 5.19: Distribución de temperaturas en la primera pasada en la superficie mecanizada para los radios 0.02 y 0.08 mm.

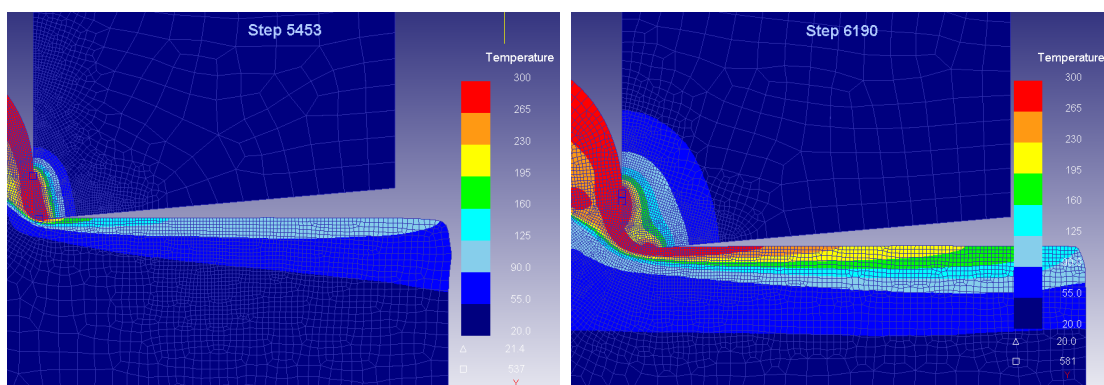


Figura 5.20: Distribución de temperaturas en la segunda pasada en la superficie mecanizada para los radios 0.02 y 0.08 mm.



Se comprueba que nuevamente al aumentar el radio de filo aumenta la temperatura máxima en la superficie mecanizada, muy levemente para la primera pasada (un 4.8%) y mucho más marcado en una segunda pasada (50%). Sin embargo en esta ocasión se descubre que la diferencia de temperaturas entre la primera y la segunda pasada disminuye cada vez más al aumentar el filo, es decir, hay una tendencia a igualar las temperaturas o incluso puede darse el caso de que en filos con mayores redondeos de arista, las temperaturas en la segunda pasada sean mayores que en la primera pasada en la misma zona. La diferencia entre primera y segunda pasada supone un 30% en el caso de un radio de 0.02 y un 1% en el caso de un radio 0.08.

Por otro lado se puede ver gráficamente como un mayor radio de punta implica una mayor profundidad de calentamiento en la pieza. Este efecto se nota especialmente en la segunda pasada, que como ya se dijo la temperatura es mayor, pero además, profundidad mucho más en el interior, de la pieza, es decir, que el calor penetra mas en el material hacia el interior, y la pieza se enfría más lentamente. Esto produce lo que se observa en la figura como líneas de colores, que aumentan su longitud sobre la superficie, cuando se aumenta el radio, y aumentan las pasadas sucesivas.

Se adjunta a continuación, los gráficos de la evolución de la temperatura en la primera y segunda pasada en función de la distancia a la zona de corte, que ilustran lo mencionado anteriormente. Se aprecia claramente como las temperaturas aumentan al acercarse a la zona de corte, y como en la segunda pasada la distribución de temperaturas en toda la superficie mecanizada es superior a las temperaturas de la pieza mecanizada en la primera pasada.

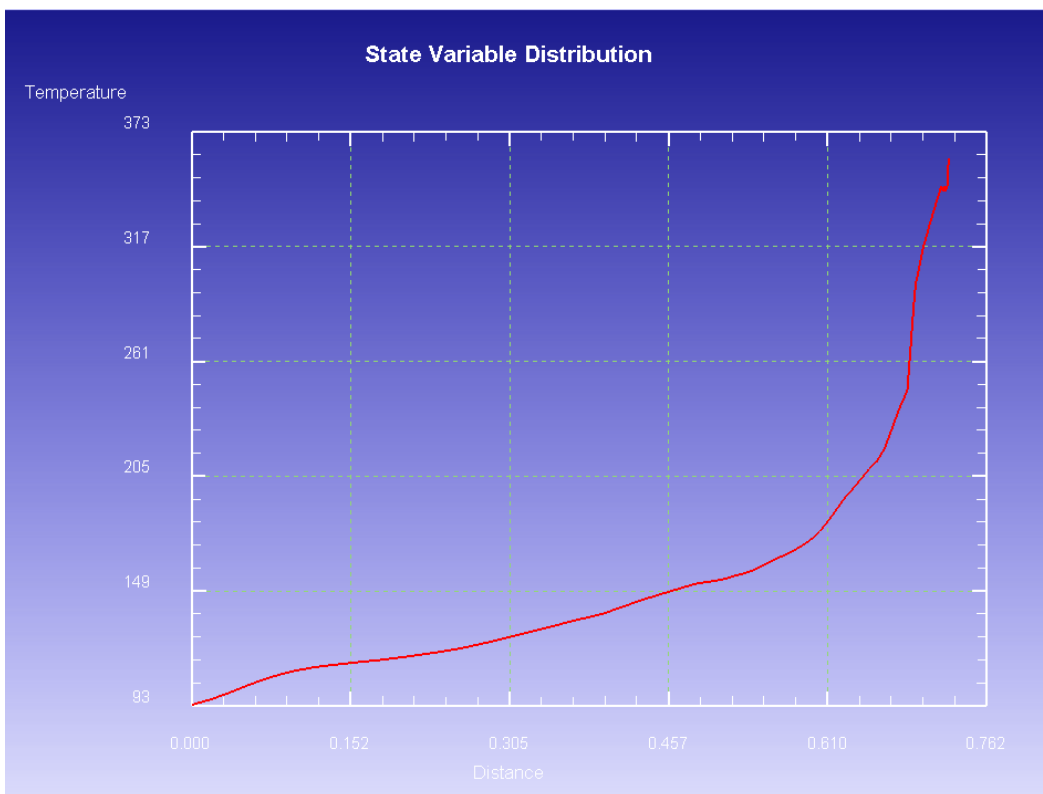
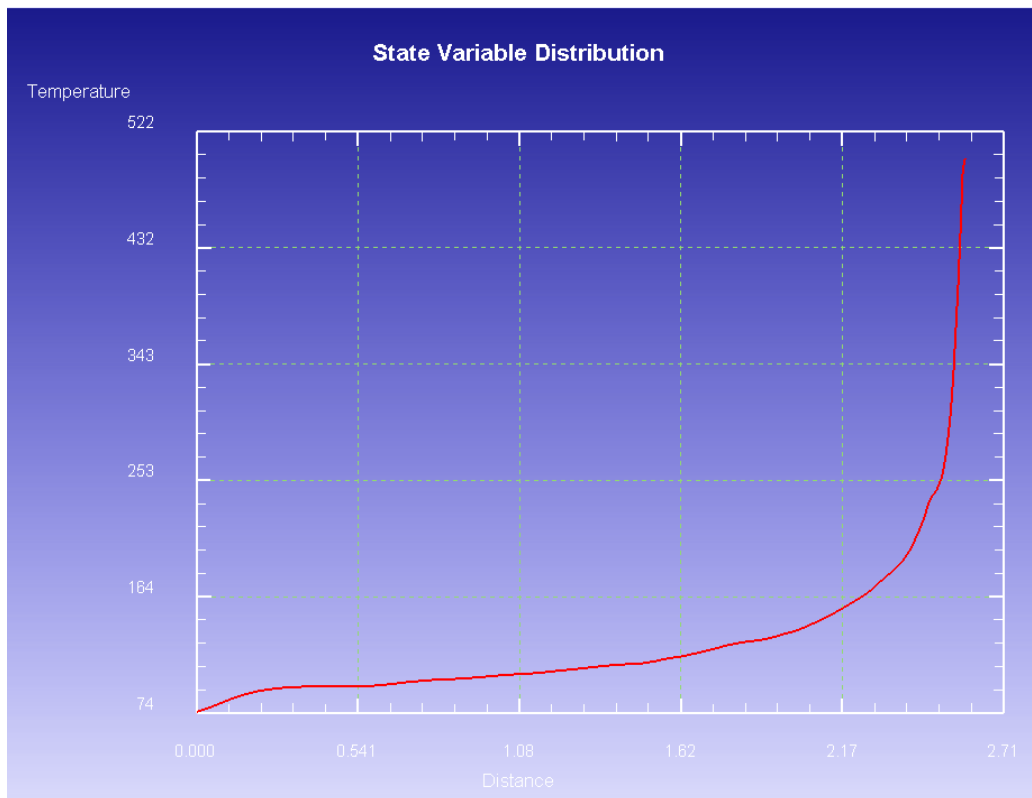


Figura 5.21: Evolución de la temperatura para la primera y segunda pasada con radio de arista 0.02 en función de la distancia de la zona mecanizada.

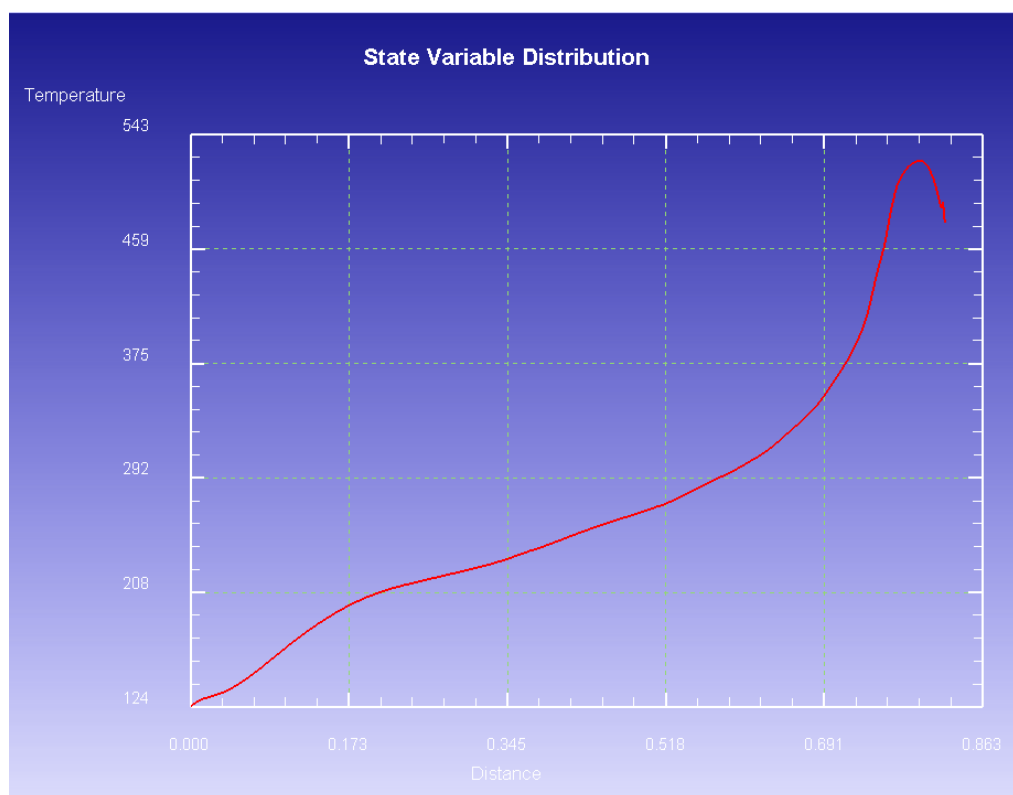
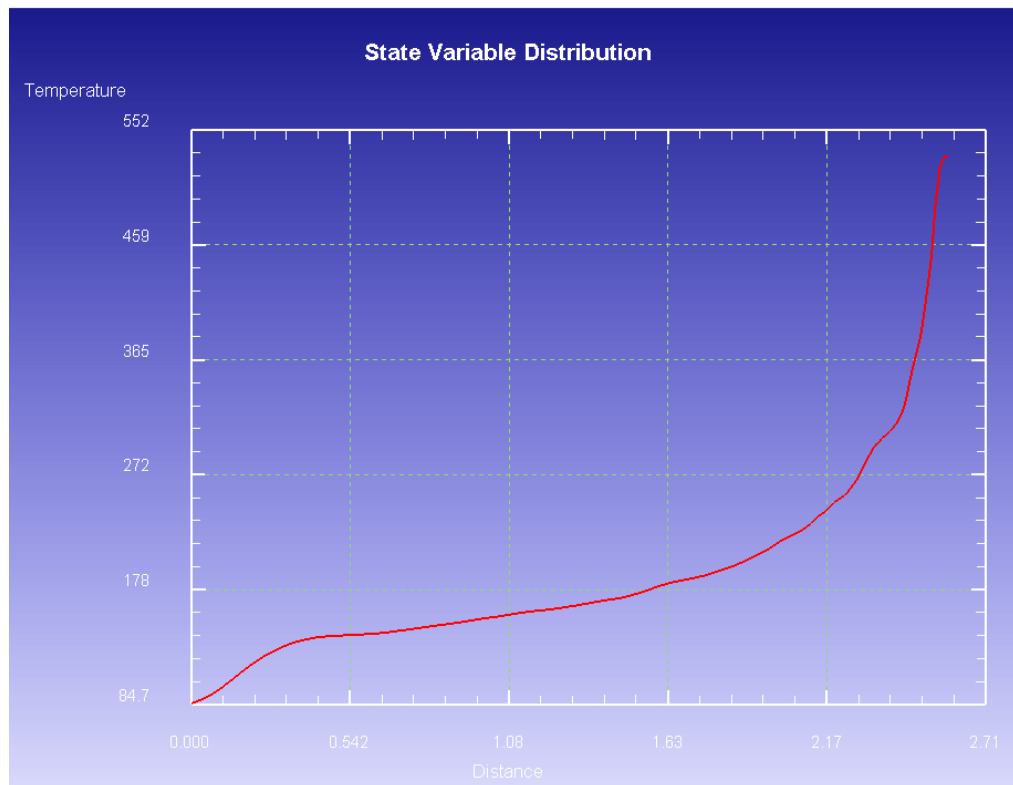


Figura 5.22: Evolución de la temperatura para la primera y segunda pasada con radio de arista 0.08 en función de la distancia de la zona mecanizada.

- Temperatura en la herramienta:

La temperatura máxima en la herramienta, para ambos redondeos de filo, se alcanza en la zona de tangencia de la arista de corte con la dirección del movimiento de corte. La distribución las temperaturas varía levemente al aumentar el radio de arista como se ve a continuación:

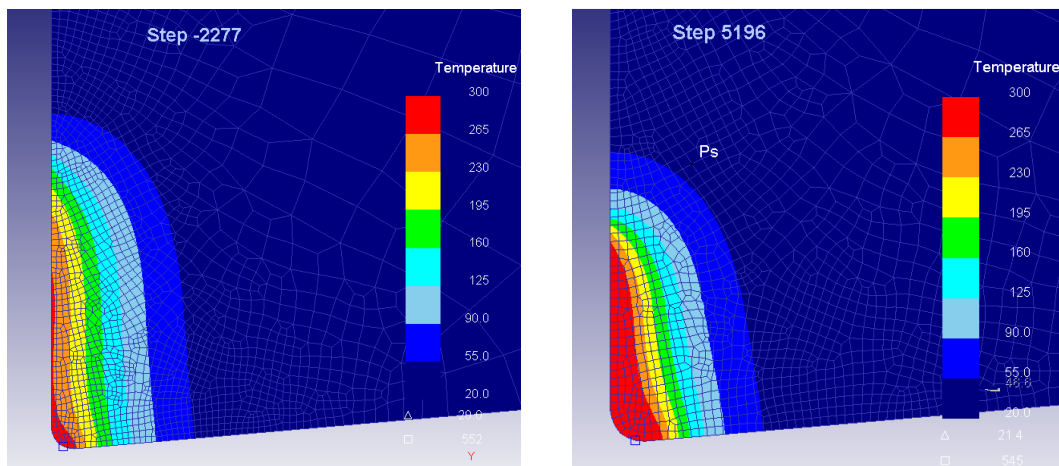


Figura 5.23: Distribución de la temperatura para la primera y segunda pasada con radio de arista 0.02 mm.

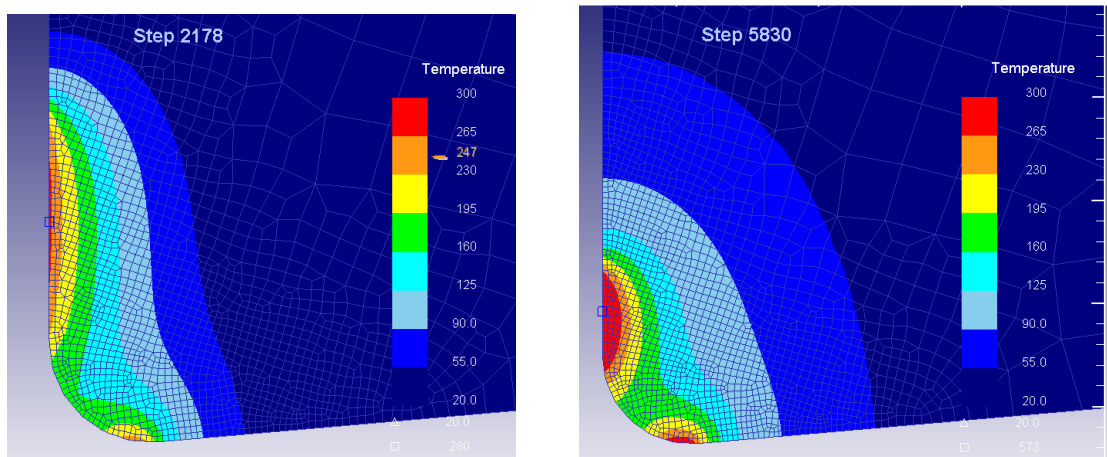


Figura 5.24: Distribución de la temperatura para la primera y segunda pasada con radio de arista 0.08 mm.

Como se observa, al aumentar el radio la temperatura máxima pasa de estar en una zona que implica toda la zona de contacto de la herramienta con la pieza, a estar en dos



zonas separadas, que implican la zona de mayor rozamiento con la viruta y con la pieza mecanizada.

La temperatura máxima en la herramienta no estabiliza debido a que se simulan pocos milisegundos de corte. Por tanto, los resultados que se dan son orientativos y adecuados para realizar análisis únicamente comparativos. Se puede observar un ejemplo de la variación de la temperatura máxima en la herramienta con el tiempo a continuación:

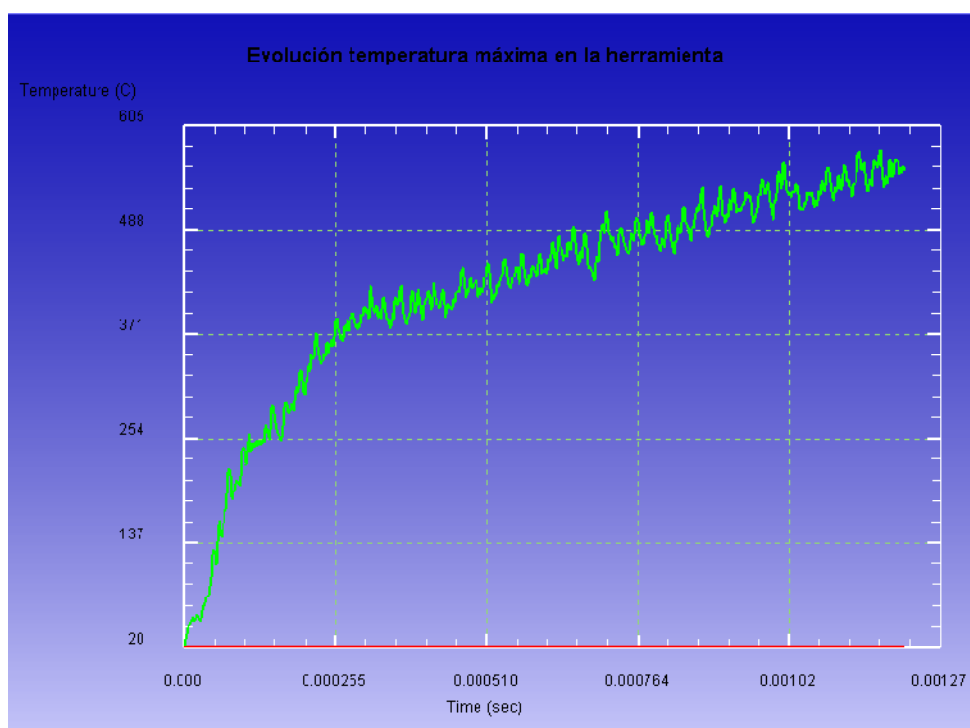


Figura 5.25: Evolución Temperatura máxima en la herramienta en la primera pasada para el redondeo de filo 0,08mm.

Si se representa gráficamente la temperatura para un mismo punto en el mismo momentos de tiempo (gráfica 5.26) se comprueba como al aumentar el radio de arista, las temperaturas descienden, en concreto, un 22% (para la primera y segunda pasada), y sin embargo, las temperaturas en la segunda pasada aumentan con respecto a la primera un 25% (para ambos radios). Este hecho es normal, puedo que para la segunda pasada la herramienta ya esta caliente en la zona de corte y no fría como en la primera pasada,



además de que el material a cortar también se encuentra igualmente caliente tras la primera pasada.

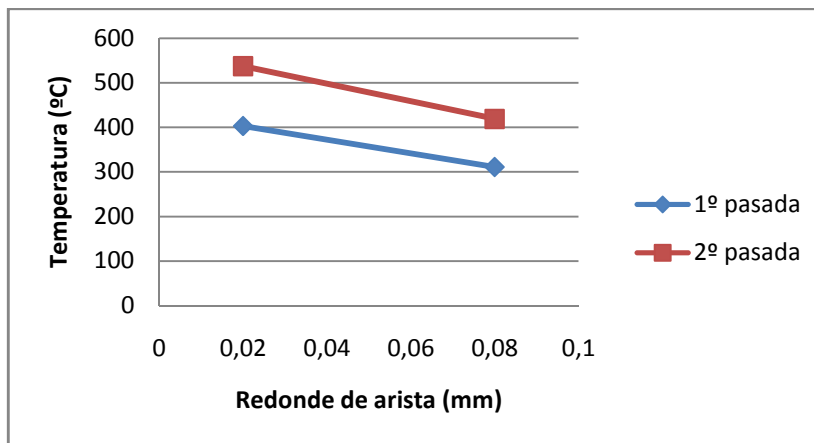


Figura 5.26: Gráfica de temperaturas máximas frente al radio de arista.

5.1.4. Conclusiones del estudio de la variación de radio.

A raíz del análisis realizado a los dos primeros modelos se puede concluir lo siguiente:

El aumento de radio produce un aumento en casi todos los parámetros de corte. En primer punto se produce un aumento de la longitud de la zona de contacto con la herramienta, y un mayor espesor en la formación de la viruta, no excesivo, pero que conlleva un menor ángulo de desprendimiento. En la realización de pasadas sucesivas se aprecia una mayor ondulación de la viruta que induce a pensar en una viruta mas aserrada.

Todas estas variaciones de parámetros referentes a la viruta, pese a no ser muy grandes, son un contraste en proporción con las variaciones en la fuerza que si son bastantes considerables. Tanto las fuerzas de corte como las de avance siguen el mismo patrón al variar el radio, es decir ambas se estabilizan tras un periodo de tiempo y tienden a mantenerse constante, alcanzando la estabilidad las fuerzas de corte antes que las de avance, que son mucho más inestables. Con el aumento de radio aumentan todas las fuerzas, y en mayor cantidad las de avance pues su variación es en torno al 60% respecto al 20 % aproximado de las de corte. Esto provoca una mayor vibración en la herramienta ya que las fuerzas de avance son más oscilantes que la de corte. Con



respecto a una segunda pasada, las fuerzas de corte aumentan en la misma proporción que las de la primera pasada. Sin embargo las fuerzas de avance son mucho más susceptibles de este incremento, pues el crecimiento es tan rápido que existe un radio, en torno al 0.045, para el cual una segunda supone un incremento de valor que supera los valores de las fuerzas de avance de la primera pasada.

Por último el análisis en la temperatura durante el mecanizado nos muestra lo siguiente: por un lado la herramienta en la viruta aumenta tanto para la primera como para la segunda pasada, al aumentar el radio, aunque en pasadas sucesivas en un mismo modelo la temperatura disminuye muy levemente. Por otro lado la temperatura en la zona mecanizada también aumenta, en este caso el aumento es mucho más considerable puesto que al tener mayor redondeo la zona de contacto entre la herramienta y esta zona aumenta, y con ello el rozamiento y la temperatura.

El efecto obtenido en la temperatura de la herramienta es inverso. Al aumentar el radio la temperatura máxima disminuye, pues la zona de contacto más caliente de la herramienta, se separa en dos al aumentar el radio. Una zona corresponde al contacto con la viruta y otra al contacto con la pieza ya mecanizada. De este modo en el segundo caso en el que el radio es mayor, la temperatura está más distribuida y menos concentrada, por tanto disminuye. Sin embargo en la realización de la segunda pasada, en ambos casos la temperatura aumenta, pues como la simulación corresponde a un cilindrado la herramienta se ha calentado con el corte y cuando realiza esta segunda pasada ya está mucho más caliente, y el nuevo corte con la pieza incrementa aun más su temperatura.

5.2 Estudio de la Influencia del Límite de Daño Crítico.

En este segundo apartado, partiendo del modelos base, se variarán las condiciones de daño crítico en la pieza, mediante el criterio de fractura de Cockcroft & Latham, y la eliminación de material. Se estudian los mismos parámetros anteriores.

5.2.1. Geometría de la viruta.

En este caso estudiar el espesor de la viruta no tiene sentido puesto que al introducir los límites de daño crítico y establecer la eliminación del material la viruta adquiere un perfil irregular y escalonado, es decir es una viruta serrada. Esto no ocurre, sin embargo, al introducir límite de daño, pero sin establecer que elimine material, porque tiene un perfil continuo, al igual que la viruta sin condición de daño.

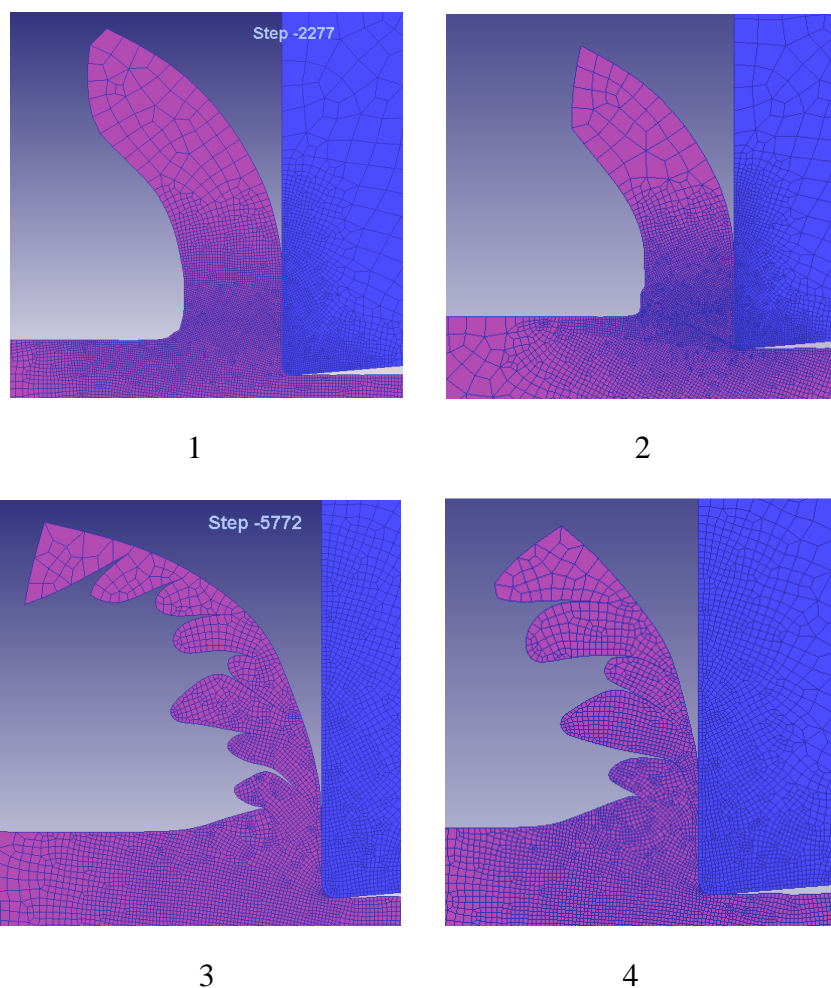


Figura 5.27: Geometría de la viruta para los casos 1) sin daño crítico, 2) con daño 64 sin eliminación de material, 3) con daño 64 con eliminación de material y 4) con daño 68 y eliminación de material.



Claramente se visualiza una división de casos en dos tipos según la forma de la viruta, que viene delimitada por la eliminación o no de material. Para los casos sin eliminación se puede pensar como primera hipótesis que tanto si se incluye daño de material como si no, los resultados van a ser muy próximos. Esto se comprobará con los siguientes apartados, especialmente con la comparación de fuerzas.

Por otro lado, en los casos en los que si se define una eliminación de material, pero se establece un límite de daño crítico distinto, destaca principalmente en hecho de que al aumentar el límite de daño, la viruta contiene menos crestas y es más corta.

- **Espesor de viruta y distancia entre crestas:** Según lo mencionado anteriormente, el análisis geométrico se separa en los dos grupos mencionados, y por tanto se medirá el espesor en un caso para comprobar la igualdad entre los dos primeros modelos y la distancia entre crestas en los otros dos modelos de viruta semicontinua.

Para los dos primeros modelos en los que la única diferencia es la introducción de un límite de dalo crítico establecido en 64, el espesor es el mismo, por tanto el ángulo de cizalladura será el mismo en el caso de hallarlo. Esto no se expresa porque coincide con la primera pasada del primer caso del apartado anterior, cuyo valor es 19.98° (20° aproximadamente).

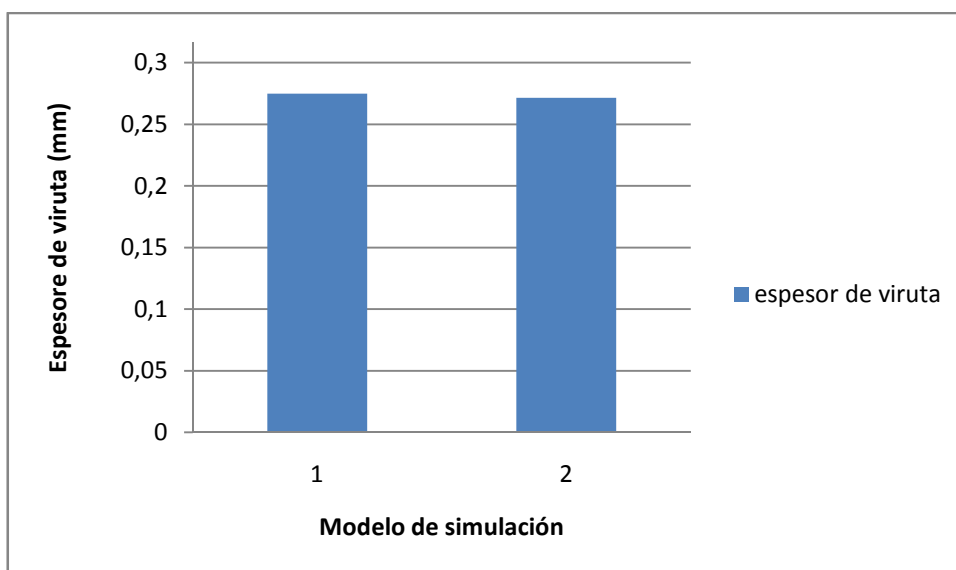


Figura 5.28: Comparación del espesor de viruta para los modelos sin eliminación de material.



Para las dos siguientes simulaciones con eliminación de material en los que la única diferencia es el límite de daño, establecido en 64 y 68, se mide la distancia entre crestas, y esta vez si se observa una variación en relación con el aumento del valor de daño, que consiste en el aumento de distancias entre crestas un 3%.

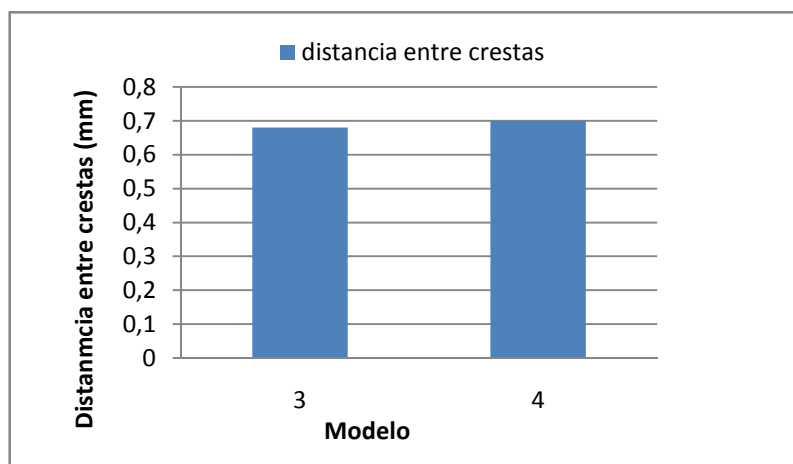


Figura 5.29: Comparación de la distancia entre crestas en los dos modelos de eliminación de material.

- **Longitud de contacto:** En cuanto a la longitud de contacto de la viruta con la herramienta, se cumple lo esperado según las hipótesis; es decir, en los dos primeros modelos en los que no se incluye la eliminación del material, la longitud de contacto es la misma, mientras que en los casos en los que si, la longitud de contacto es muy inferior a los modelos sin eliminación, lo cual inducirá una zona de calentamiento más concentrada en torno al filo de la herramienta.

Una variación muy importante con respecto a los dos primeros modelos, es que la longitud de contacto es variable. Esto se debe a que según se va formando la cresta de la viruta la zona de contacto con la pieza disminuye, y el propio peso de la viruta hace que esta se incline hacia adelante y se “despegue” de la herramienta.

Ahora bien, en la grafica 5.33 que ilustra este fenómeno, se perciben dos características importantes. La primera, es que la longitud de contacto máxima aumenta al aumentar el límite de daño, hasta un 30%. La segunda es el hecho de que la formación de las crestas es más larga (dura más tiempo) al aumentar el límite de daño,

pues el conlleva un 102% más de tiempo, es decir, se necesita el doble de tiempo para crear la cresta.

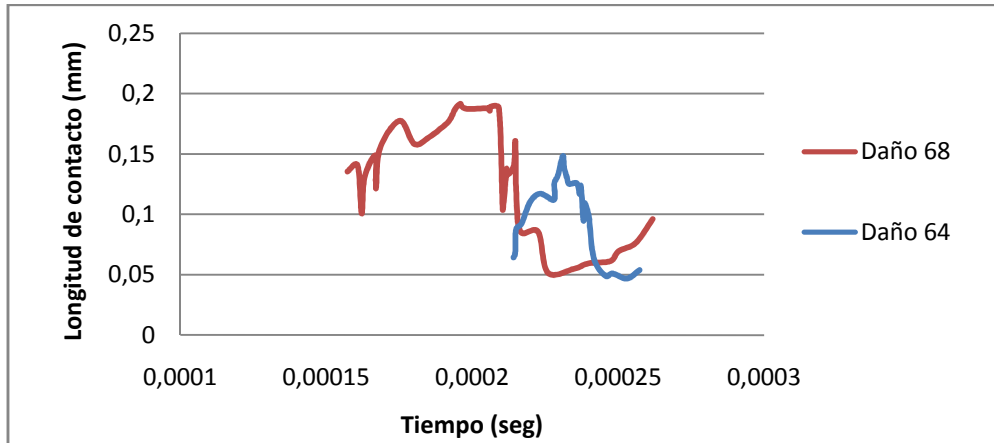


Figura 5.30: Variación de la longitud de contacto durante la formación de la viruta para los modelos con eliminación de material (3 y 4).

Realizando una comparación entre los cuatro modelos, comparando con la longitud de contacto máxima en los casos de longitud variables, (modelos con eliminación de material) se observa gráficamente el decremento considerable al introducir la eliminación del material. De hecho esta variación es de un 113% en el caso de límite de daño 64, y de un 70% en el caso del límite de daño 68. Es decir que al aumentar el límite se consigue que la variación con la longitud de contacto de los modelos sin daño se reduzca en un 62%

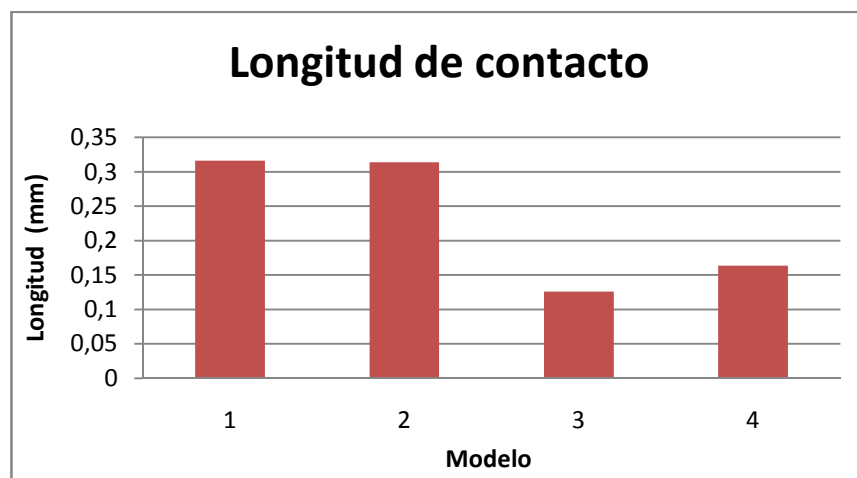


Figura 5.31: Longitud de contacto de la viruta con la herramienta sin eliminación de material (1 y 2) y con eliminación de material (3 y 4)



5.2.2. Fuerzas de mecanizado.

Para realizar el análisis de fuerzas se realizarán dos pasos: primero la comparación de fuerzas entre el modelo sin límite de daño y el modelo con límite de daño pero sin eliminación de material. En un segundo paso se compararán estas fuerzas con los modelos en los que se incluye eliminación de material además de variar el límite de daño crítico.

- Modelos sin daño y con daño critico sin eliminación de material:

Según la hipótesis propuesta en el primer apartado al realizar el análisis de viruta, las fuerzas en estos dos modelos deben ser prácticamente iguales, pues como se ha visto hasta ahora, el cambio de condición de daño crítico no influye en los resultados si no se añade además una condición de eliminación de material al alcanzar dicho valor de daño. Las fuerzas medias obtenidas son las siguientes:

FUERZAS DE CORTE	FC (N)	FA (N)
Sin límite de daño	309,76	144
Con límite de daño	302,51	137,05

Tabla 5.8: Fuerzas medias en los modelos sin eliminación de material.

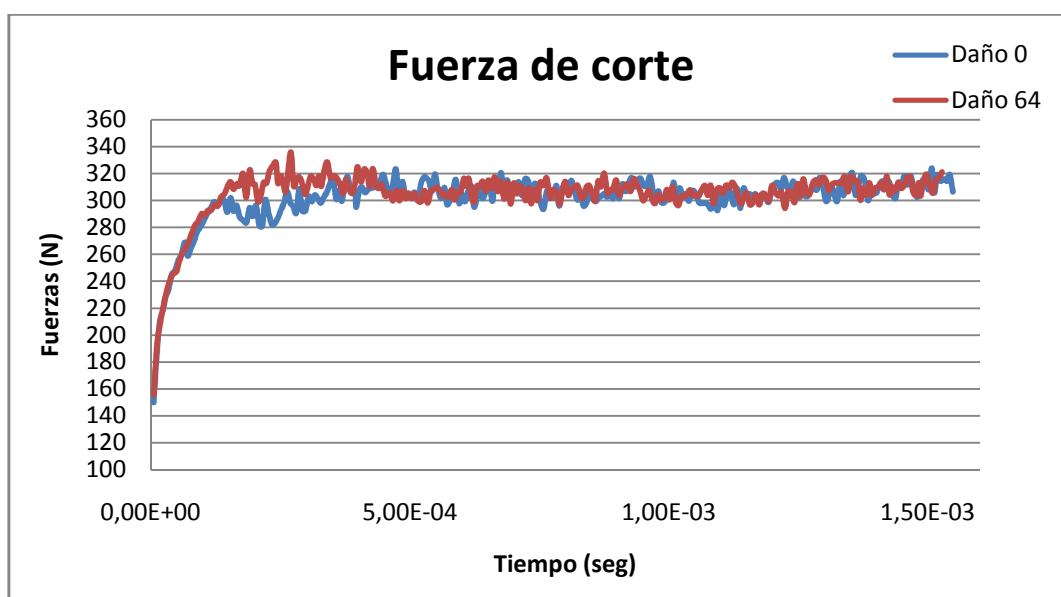


Figura 5.32: Gráfica de las fuerzas de corte para los modelos sin eliminación de material.

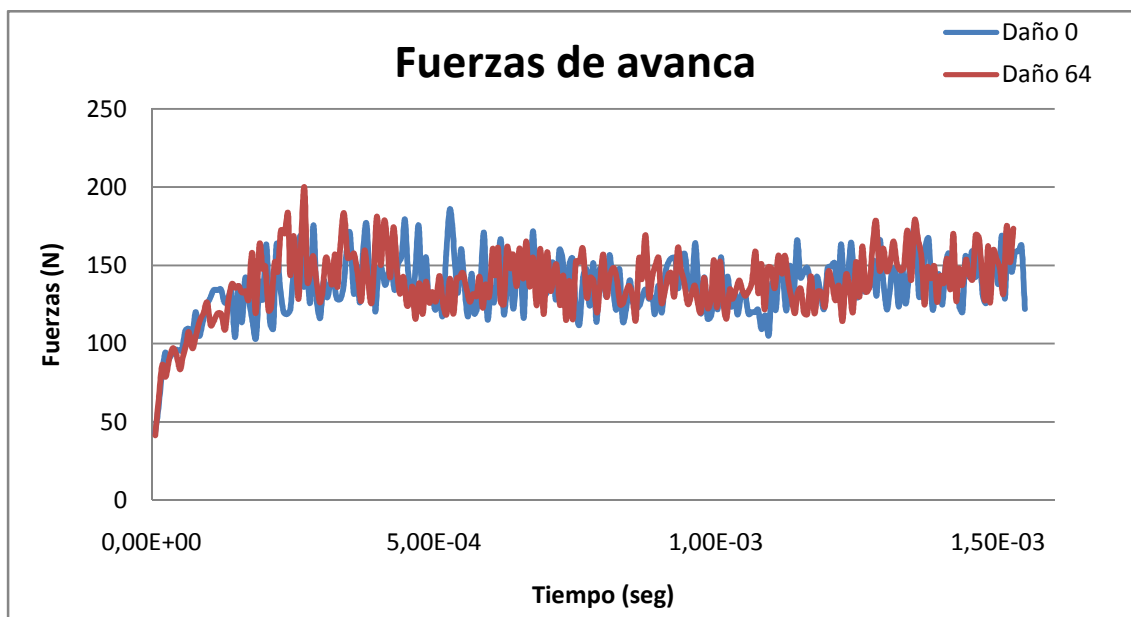


Figura 5.33: Gráfica de las fuerzas de avance para los modelos sin eliminación de material 1 y 2.

Gráficamente se ve de forma mucho más evidente la igualdad entre los modelos ya que las fuerzas, más concretamente en el caso de las fuerzas de corte, que son mucho más estables y prácticamente iguales.

- Modelos con daño crítico y eliminación de material:

Para estos dos modelos en los que se incluye la eliminación de material, las fuerzas son bastante diferentes de lo observado hasta ahora. El hecho de eliminar material cuando se alcanzan los valores establecidos, hacen que la fuerzas fluctúen mucho debido a que la herramienta necesita ejercer menos fuerza una vez que la pieza “rompe”. Hay que anotar también que las variaciones bruscas que aparecen en las gráficas que no siguen los ciclos de rotura, sino que son singularidades introducidas por los remallados automáticos del programa.

Para realizar una comparación entre fuerzas se presentaran en una gráfica la fuerza media y unas variaciones superiores e inferiores para ver la amplitud máxima alcanzada en alguno de los ciclos, ya que como se observa en la imagen representativa de las fuerzas adjuntas arribas, los ciclos no son iguales para cada una de las crestas de la viruta.

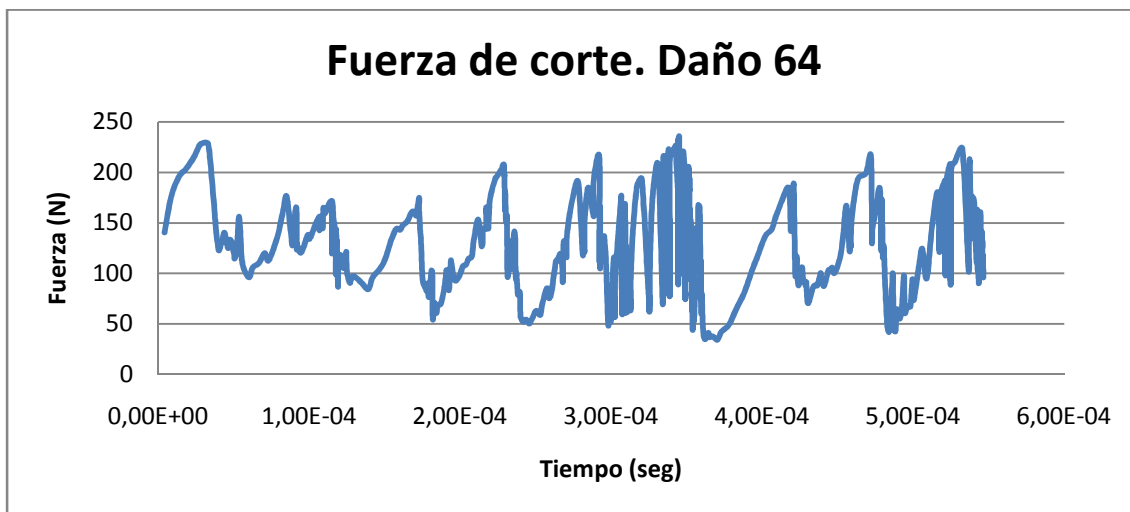


Figura 5.34: Gráfica de las fuerza de corte para límite de daño 64 con eliminación de material.

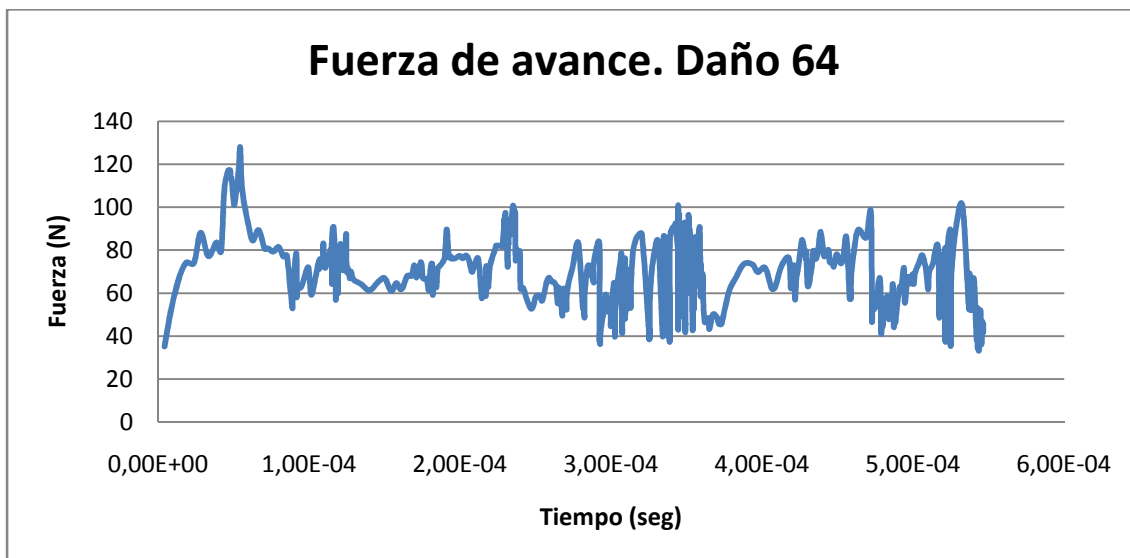


Figura 5.35: Gráfica de la fuerza de avance para límite de daño 64 con eliminación de material.

	DAÑO 64			DAÑO 68		
	F. mínima	F. media	F. máxima	F. mínima	F. media	F. máxima
F. CORTE	34,28	119,68	233,032	45,056	143,52	235,158
Variación respecto a la f. media (%)	-71,36		94,71	-68,6		63,8
F. AVANCE	33,32	64,91	122,74	37,56	73,86	124,78
Variación respecto a la f. media (%)	-48,66		96,87	-49,14		52,85

Tabla 5.9: Fuerzas mínimas, medias y máximas obtenidas en los modelos 3 y 4 con eliminación de material para las fuerzas de corte y avance.



Para entender mejor estos datos se presentan los diagramas de barras en donde se dividen los tres rangos de fuerzas, las mínimas, las medias y las máximas. Al aumentar el límite de daño crítico, las fuerzas se hacen mayores. La fuerza de corte aumenta un 20% mientras las de avance un 14%. Ahora bien, analizando las fuerzas de corte se obtiene, que las fuerzas mínimas aumentan un 31% mientras que las máximas solo 9%. Esto quiere decir que, la máxima fuerza de corte obtenida durante el periodo simulado varia levemente con el límite de daño, sin embargo la fuerza mínima de corte si tiene una variación significativa, lo que implica que al aumentar el límite de daño crítico las fuerzas mínimas ejercidas van a aumentar en consideración, mientras que no ocurre lo mismo con las superiores. Este análisis es muy diferente de lo que ocurre con las fuerzas de avance, que en la variación en cuanto a las fuerzas mínimas, medias y superiores rondan el mismo valor, siendo estos un 13%, 14% y 17%. Este hecho significativo se da debido a que la fuerza de avance tiene una vibración mucho mayor que la de corte, por tanto los ciclos de fuerza que se dan al formar las crestas varían proporcionalmente en todo el espectro de fuerzas, al variar el límite de daño.

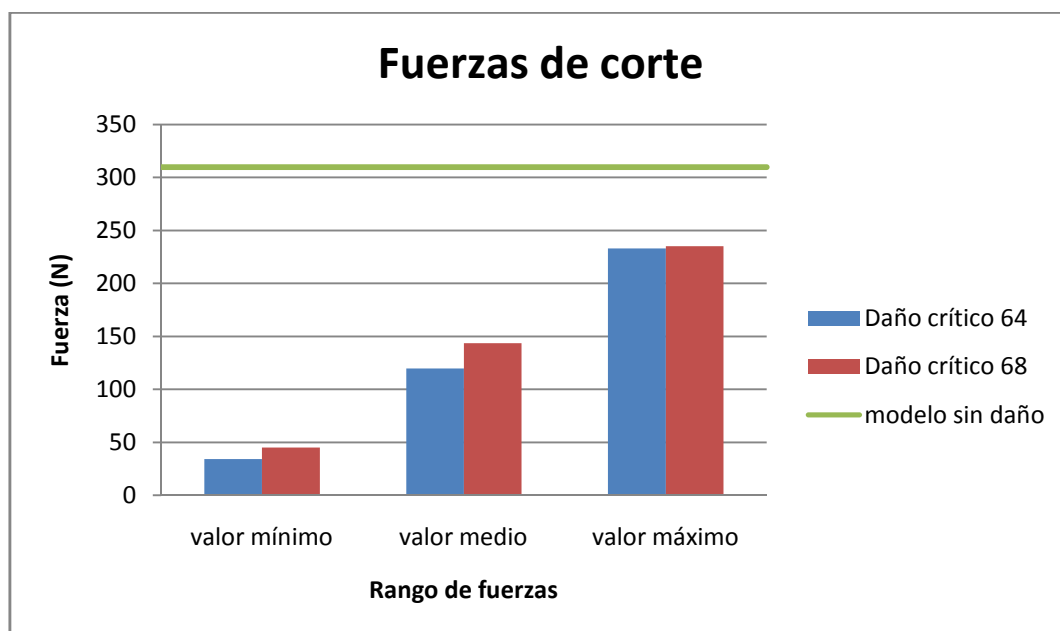


Figura 5.36: Comparación de las fuerzas de corte según el daño crítico.

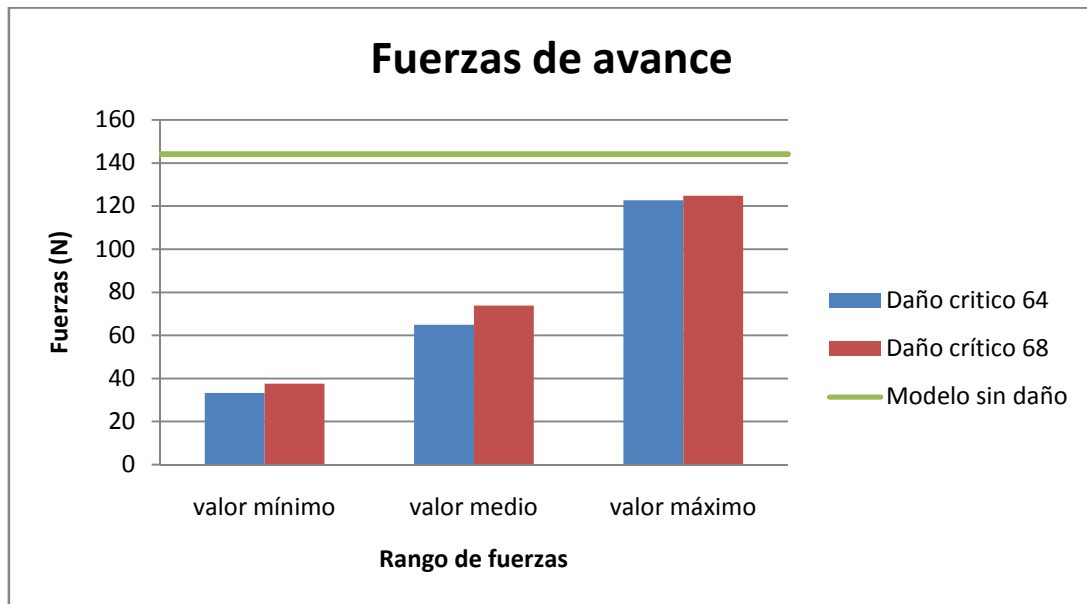


Figura 5.37: Comparación de las fuerzas de avance según el daño crítico.

Se ha introducido una línea horizontal en los gráficos que indica el valor de las fuerzas para los dos modelos en los que no existe límite de material, (solo variación del límite de daño crítico) que como ya se menciono proporciona fuerzas iguales. Como se observa estas fuerzas son superiores incluso a las máximas fuerzas obtenidas en los modelos con eliminación de material, exactamente su diferencia es de un 32% para la fuerza de corte y entre un 15 y 17% para la fuerza de avance. Si comparamos con los valores medios, la diferencia entre los modelos disminuye al aumentar el límite de daño. Para el límite de 64, la fuerza de corte disminuye un 159% y la de avance un 121.8%. es decir disminuyen mas de la mitad de su valor. Para el límite de 68, las fuerzas disminuyen, un 115.8% (F_c) y un 94.96% (F_a). El descenso es ligeramente menor, pero aun así es una gran disminución.

Como último punto, se observa que los porcentajes de variación entre las fuerzas máximas y mínimas con respecto a la fuerza media, (datos expresados en la tabla 6.3) son menores al aumentar el límite de daño, especialmente en las máximas. Esto se interpreta como un menor rango de variación de las fuerzas con el daño crítico.



5.2.3. *Temperatura.*

- **Zona de contacto viruta-herramienta:**

Los diagramas de temperaturas siguen los mismos patrones que se han repetido hasta ahora, es decir, en los dos primeros modelos siguen una misma distribución en la viruta mecanizada y las temperaturas máximas alcanzas son prácticamente iguales, puesto que como se indico antes las fuerzas ejercidas son similares, y como las condiciones de fricción son exactamente las mismas, es de esperar que las temperaturas también lo sean.

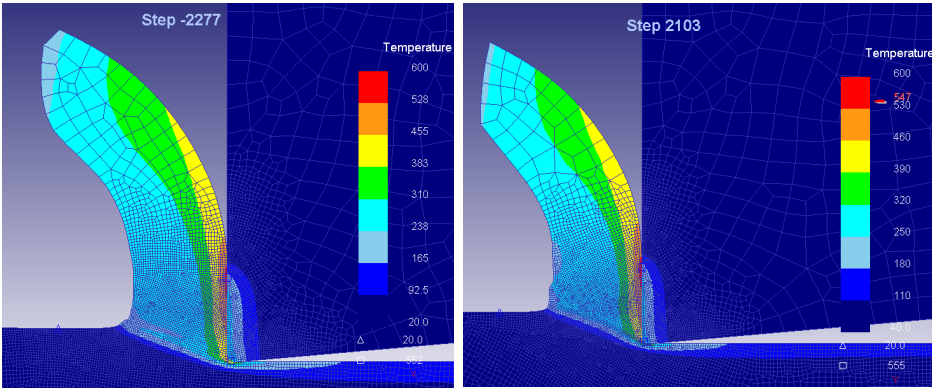


Figura 5.38: Distribución de temperaturas en la viruta para los modelos sin eliminación de material.

La gráfica muestra la evolución de la temperatura máxima en pieza, que para estos modelos se da en la zona de contacto de viruta-herramienta como muestra la figura 6.4. y su evolución es muy similar. La tendencia de ambos modelos es a estabilizar la temperatura en torno a 550°C ya que para el modelo uno la temperatura media de estabilización varia solo un 0.5%, es decir la diferencia es totalmente despreciable.

	TEMPERATURA MEDIA (°C)
Modelo 1	552
Modelo 2	555

Tabla 5.10: Temperaturas medias de la zona de contacto viruta – herramienta para los modelos sin eliminación de material y LDC 0 y 64

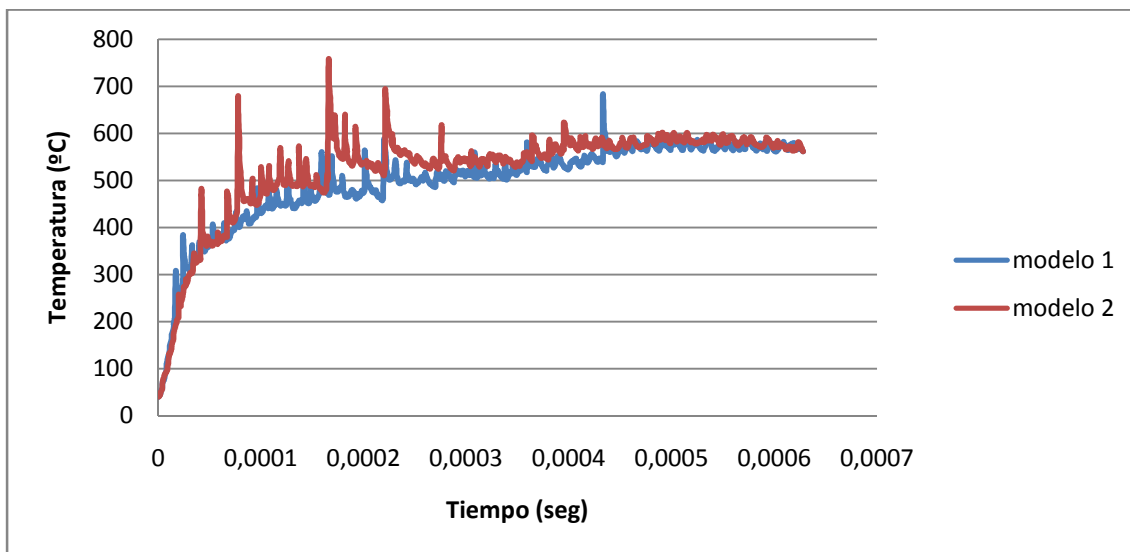


Figura 5.39: Evolución de temperaturas máximas en la pieza para los modelos sin eliminación de material.

Sin embargo, en los modelos 3 y 4 los patrones de temperaturas son muy diferentes de los dos anteriores, puesto que cada cresta tiene su propia distribución de temperaturas al enfriarse estas según el tamaño de la propia cresta, por supuesto de mayor a menos temperatura desde la parte interior a la exterior. Estos diagramas son mucho más complejos y la zona más caliente es mucho mayor que en los diagramas anteriores, puesto que hay que sumar a la zona de fricción toda la energía que se desprende al romperse el material. Esto hace que las mayores temperaturas se obtengan, ya no en el límite del material, justo en la zona de contacto entre la viruta y la herramienta si no en el interior del material, justo donde se forma y se propaga la grieta de rotura. También influye mucho el hecho de aumentar el límite de daño, que produce una mayor amplitud de zona caliente a lo largo de la viruta. Esto hace pensar que las temperaturas alcanzadas en el modelo 4, en el que el límite de daño es mayor que en el modelo 3, van a ser mayores y por eso la pieza tarda más en enfriar y la zona de mayor calor es mucho más grande, sin embargo se verá que eso no es del todo cierto, ya que influenciarán otros aspectos que modifican esta idea.

Se ve por tanto que estos casos son mucho más complejos que los anteriores, pues la geometría de la viruta es muy compleja y la disipación del calor no es tan sencilla, ya que se tienen dos fuentes de liberación de energía importante: una es el rozamiento, y la

otra, la eliminación de materia y creación y disipación de la fisura. Unos ejemplos de la distribución de la temperatura a lo largo de la viruta en los diferentes modelos se muestran a continuación. El hecho de que en la segunda figura la zona caliente sea mucho calor es debido a que no se han tomado en el mismo instante de tiempo. Aún así se puede ver como el límite de la escala de esta figura (700°) es mucho mayor que la primera (600°).

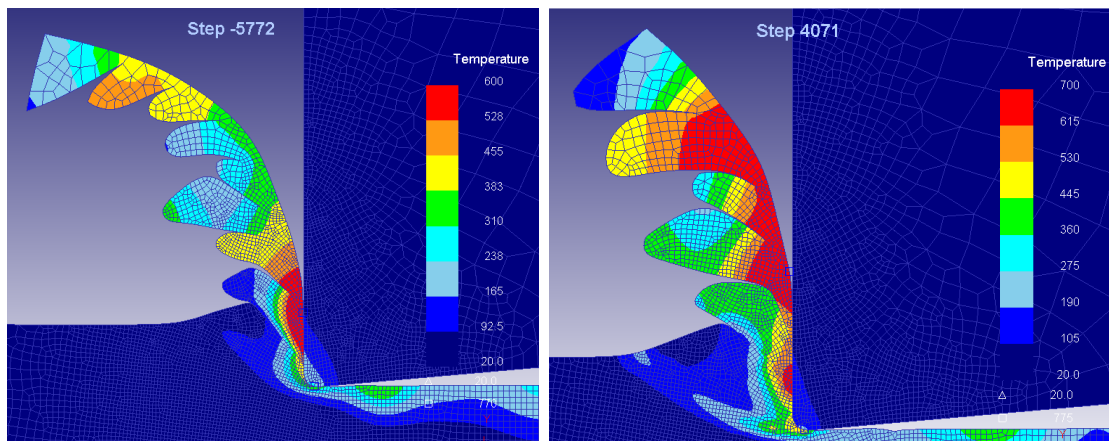


Figura 5.40: Distribución de temperaturas en la viruta para los modelos con eliminación de material y diferente límite de daño en dos momentos de la simulación.

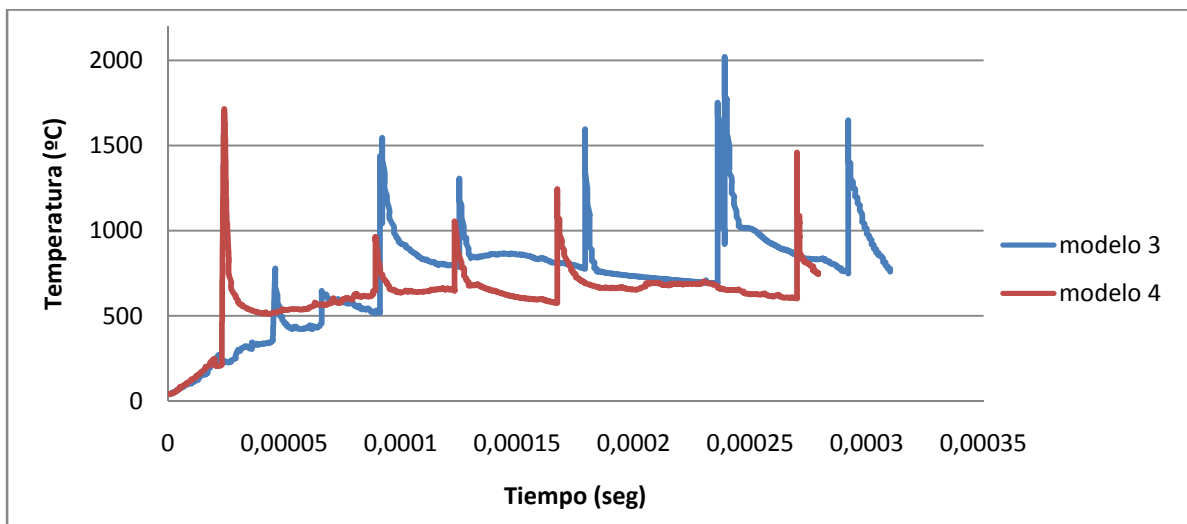


Figura 5.41: Gráfico de evolución de temperaturas máximas en la pieza para los modelos 3 y 4.

Las temperaturas máximas alcanzadas en la zona de contacto viruta-herramienta se muestran a continuación. Llama la atención la formación de grandes picos de temperaturas en las graficas, que impiden la estabilización de la temperatura de la pieza.

Para entender bien los picos de máximas temperaturas se ha tomado una secuencia de capturas en las que se muestra la formación de las crestas y la temperatura máximas alcanzada en cada caso:.

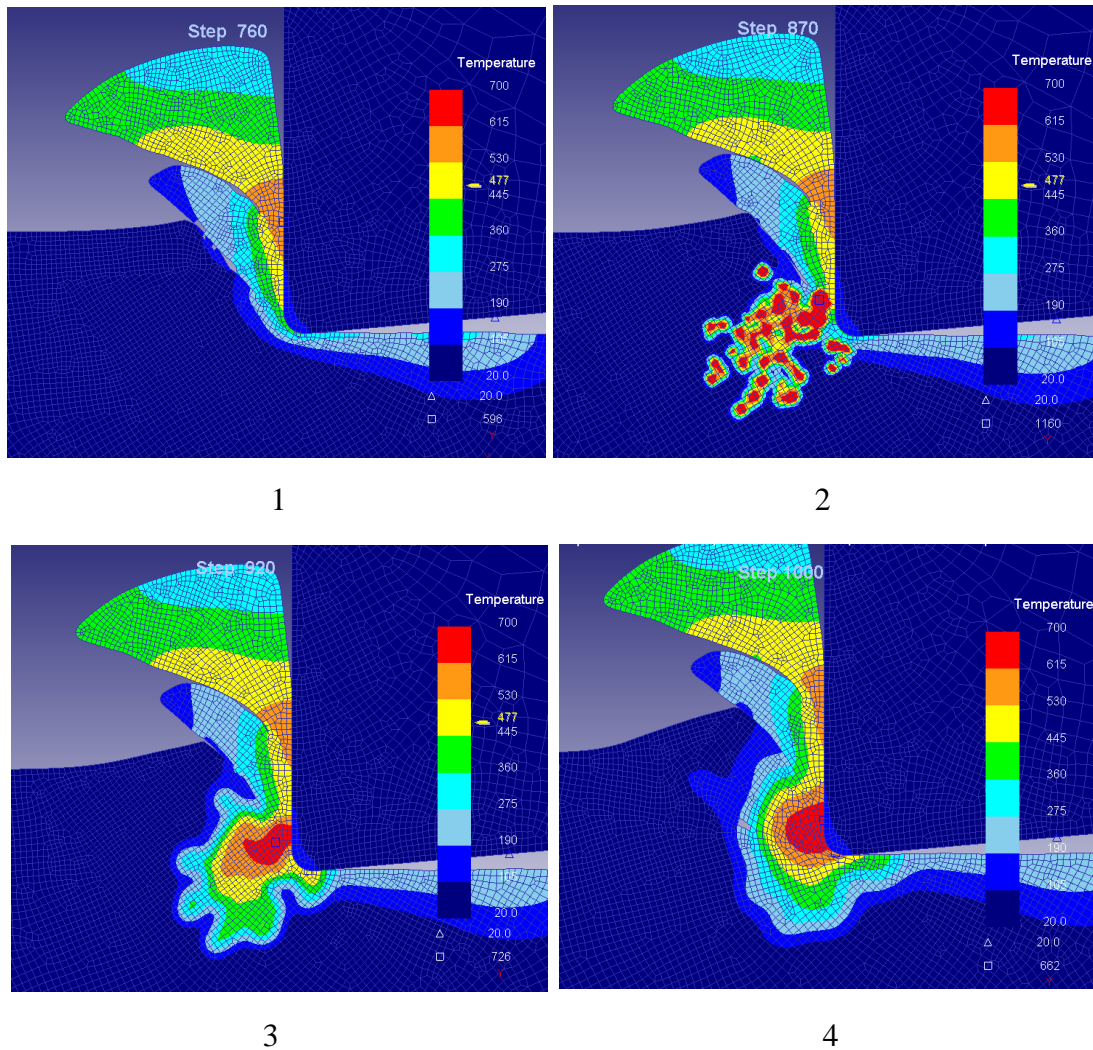
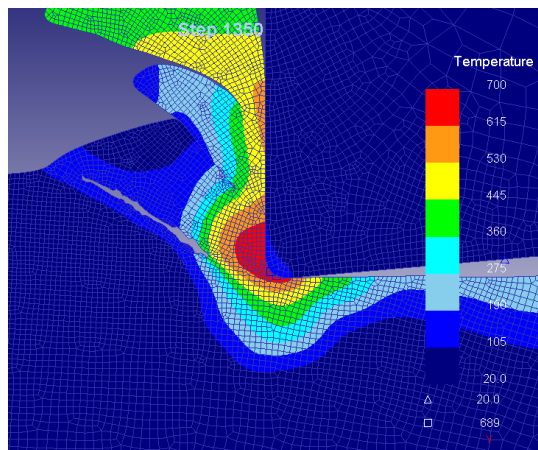
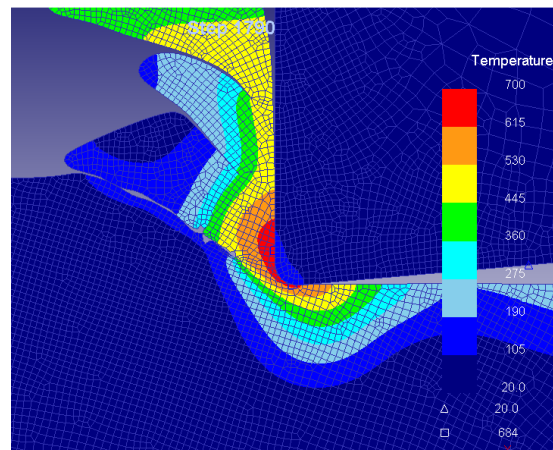


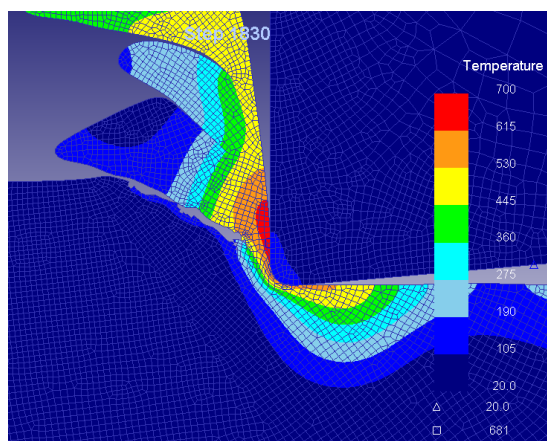
Figura 5.42: Evolución del diagrama de temperaturas en la pieza durante la formación de una cresta para el modelo 4 (límite de daño 68 con eliminación de material).



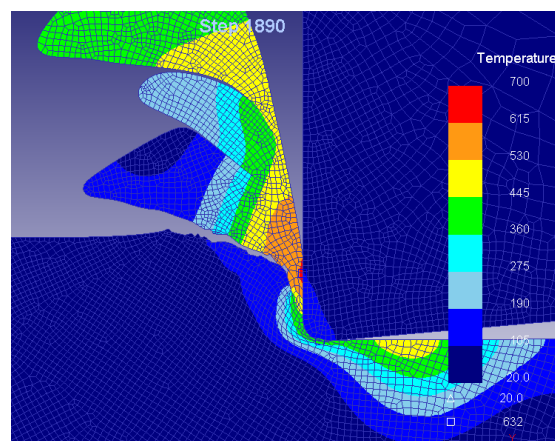
5



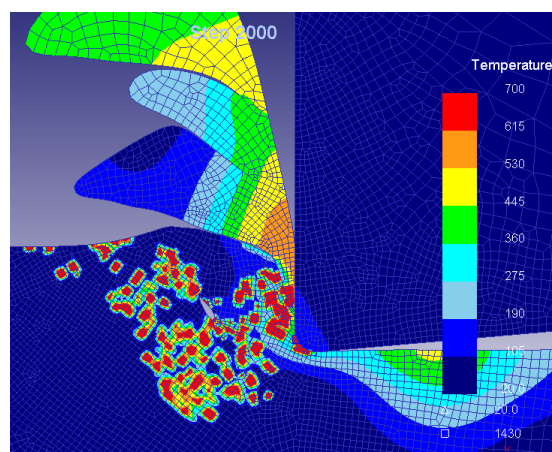
6



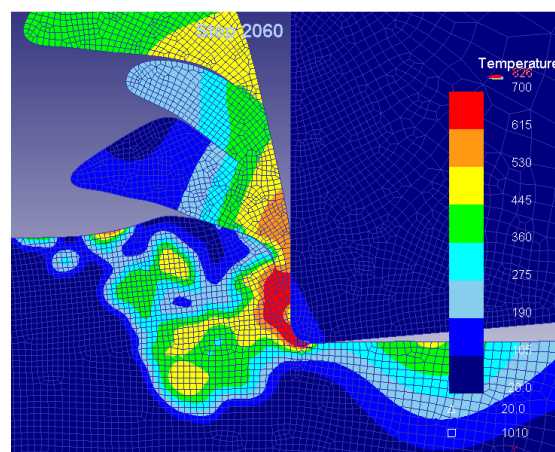
7



8



9



10

Figura 5.42: Evolución del diagrama de temperaturas en la pieza durante la formación de una cresta para el modelo 4 (límite de daño 68 con eliminación de material) Continuación.

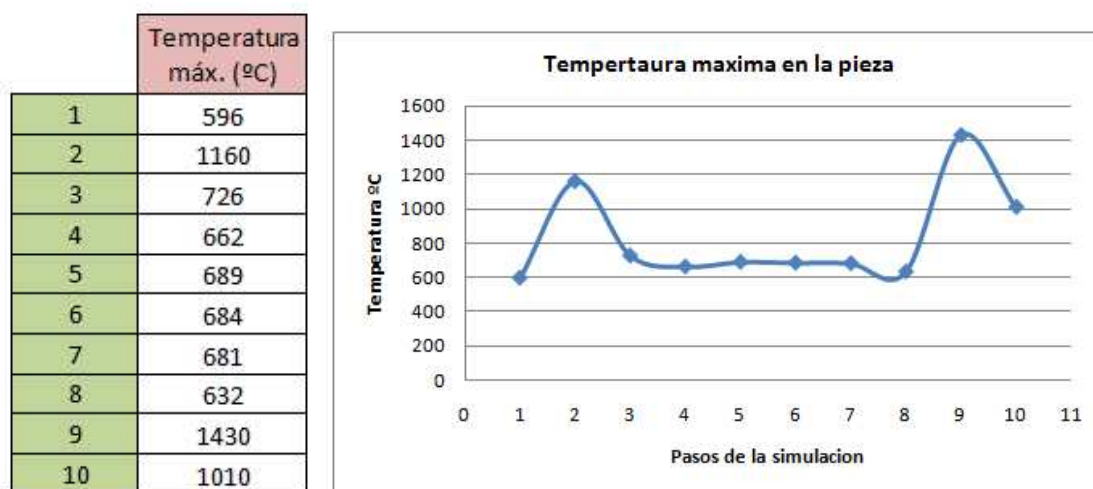


Figura 5.43: Tabla y gráfico de evolución del diagrama de temperatura máxima en la pieza durante la formación de una cresta para el modelo 4 (límite de daño 68 con eliminación de material).

Las máximas temperaturas alcanzadas se obtiene por tanto, según la secuencia de fotos y la tabla anterior, justo antes de que se empiecen a crear las primera microroturas, cuando aparecen numerosos puntos de concentración de temperatura elevada producidos por la gran eliminación de energía en ciertos puntos, que será donde mayores deformaciones se están dando.

Una vez iniciado el proceso de rotura y con él, la eliminación del material, la temperatura se estabiliza e incluso desciende ligeramente hasta que comienza la rotura para la formación de la siguiente cresta, del mismo modo que se ha visto. La disminución de la temperatura es debida al hecho de que según se propaga la grieta y con ella la herramienta avanza horizontalmente, la viruta disminuye en la zona de unión con el material compacto de la pieza y el peso de la viruta hace que esta se incline hacia adelante disminuyendo la zona de contacto con la herramienta, y proporcionalmente el rozamiento. Se podría pensar que este hecho provocaría el resultado contrario, es decir, al disminuir la zona de contacto el rozamiento esta mucho más concentrado y la temperatura aumentaría debida a la gran fuerza que se ejerce en un punto en concreto y ser mas distribuida, pero esto no es así porque, según disminuye la zona de contacto, avanza la grieta en el interior del material hasta llegar al límite y producirse la cresta completa, lo cual hace que la fuerza de corte disminuya, pues se produce la eliminación de material de aquellas zonas que han alcanzado el límite de rotura, y por tanto las



temperaturas son mucho menores, incluso se produce esa ligera disminución de la misma.

Una vez detallado esto, y volviendo al análisis comparativo entre los dos modelos en los que la única diferencia es el límite de daño, se entiende mejor porque no se consigue la estabilización de la pieza en una temperatura media, siendo sin embargo esa la tendencia, ya que cada vez que se produce un pico de temperatura antes de que se produzca la formación de la cresta, la pieza tiende a disminuir la temperatura hasta conseguir estabilizarse en una temperatura media, sin embargo la acumulación de picos muy seguidos, como es el caso del modelo 3 en el que el límite es menor y por tanto la formación de crestas mucho más rápida y numerosa, provoca que estos picos sean mucho mayores, y no de tiempo a estabilizarse provocando un aumento de la temperatura creciente con cada pico que se produce, y que llegan a dar unas diferencias de temperaturas entre ambos modelos para un mismo punto de hasta un 28.5%.

A modo resumen de lo mencionado hasta ahora, para una comparación global de los cuatro modelos, se presenta una gráfica de las temperaturas máximas alcanzadas en la pieza a lo largo del mismo tiempo simulado.

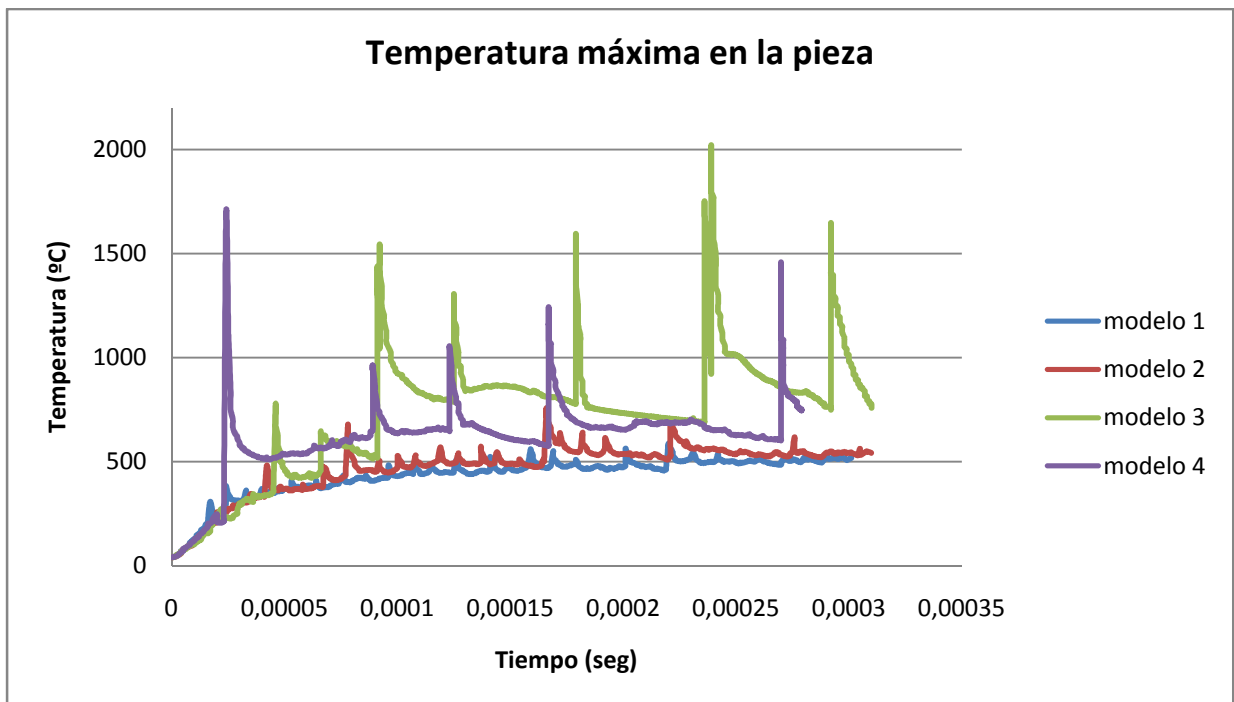


Figura 5.44: Comparación de la temperatura máxima en la pieza en los distintos modelos.



La comparación evidencia nuevamente que las temperaturas mayores se alcanzan en los modelos 3 y 4 y más claramente en el modelo 3 por el menor tiempo de transcurso entre la formación de una cresta y otra. La comparación del modelo 2 con los modelos 3 y 4, en los que ambos tienen límite de rotura, y sin embargo el modelo 2 no, muestra la importancia de que se elimine el material, porque la temperatura tiene unos incrementos en algunos caso (sin tener en cuenta los picos de temperatura) de un 78.5%, lo cual es una diferencia más que considerable.

- Zona de contacto superficie mecanizada-herramienta:

La segunda zona de estudio referida a la superficie ya mecanizada, muestra un diagrama de distribución de temperaturas igual en los dos primeros modelos. Las zonas se distribuyen de forma longitudinal, de mayor a menor temperatura desde la punta de la herramienta a lo largo de la zona mecanizada, hasta el extremo de la pieza. Este gradiente se muestra en las siguientes figuras:

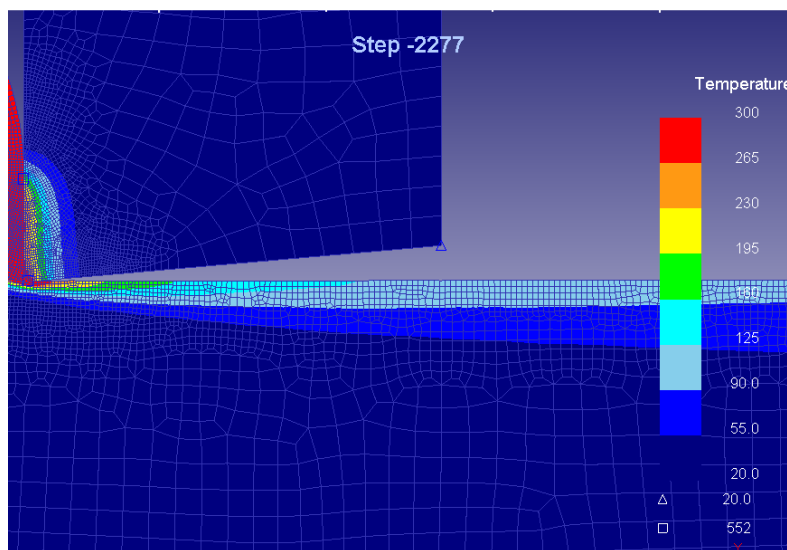


Figura 5.45: Distribución de temperaturas en la zona mecanizada para el modelo sin eliminacion de material ni limite de daño crítico.

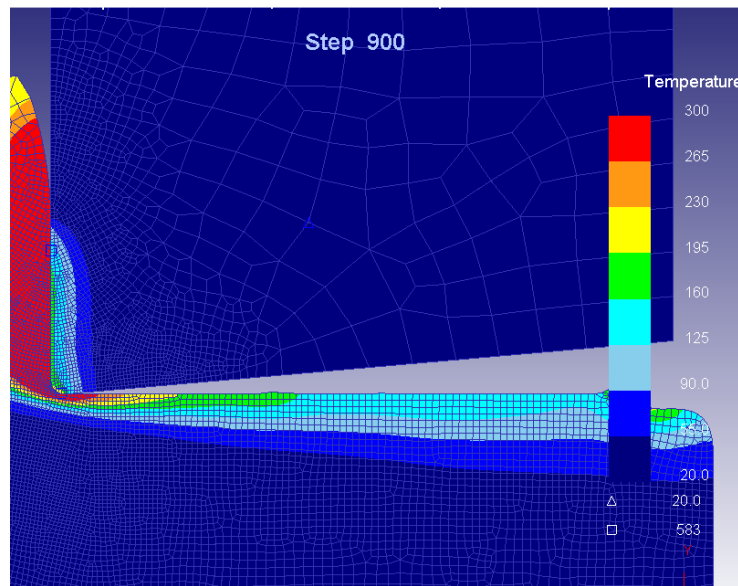


Figura 5.46: Distribución de temperaturas en la zona mecanizada para el modelo sin eliminación de material y límite de daño crítico 64.

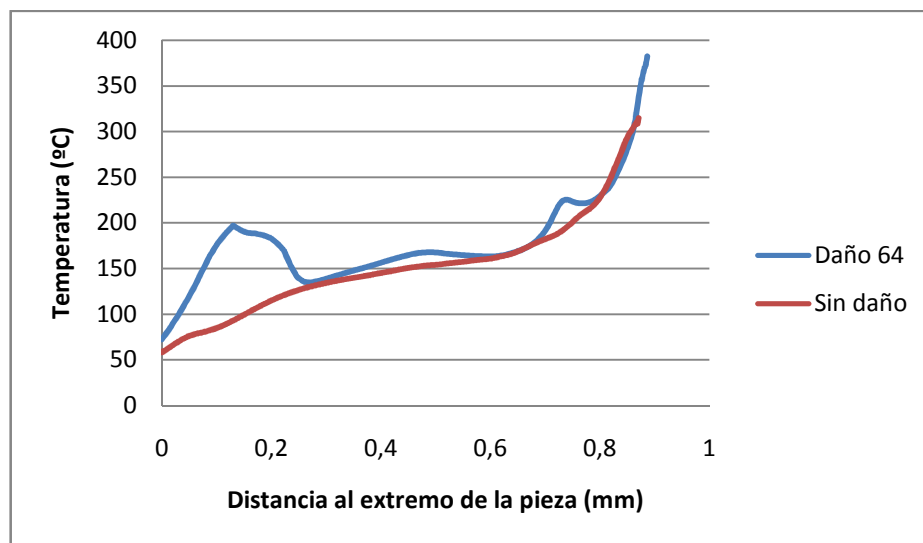


Figura 5.47: Distribución de temperaturas en la zona mecanizada para los modelos sin eliminación de material (LDC 0 y 64).

Si se representa una gráfica de la temperatura en cada punto de la superficie se obtienen unas funciones exponenciales, que se solapan para ambos modelos, lo que quiere decir que nuevamente los datos son coincidentes y los modelos son iguales. El aumento de la temperatura al principio del modelo 2 (modelo con límite de daño 64 sin eliminación de material) es debido a una singularidad en la pieza producido por la



formación de una arruga en el borde, al interpolar mal las condiciones de contorno en un remallado. Independientemente de ese hecho, la variación entre las dos temperaturas más separas es de un 13 %, de la zona en la que entra en contacto con la herramienta.

En los modelos con eliminación de material la distribución de temperaturas sobre superficie mecanizada es distinta de los modelos anteriores, produciendo una geometría ondulada con una disminución de la temperatura hacia el interior de la pieza, pero en vez de linealmente, radialmente en torno a puntos de altas temperaturas distribuidos en la superficie.

La profundidad durante la cual la variación de temperaturas se lleva a cabo hacia el interior de la pieza es mayor que en los modelos anteriores también, incrementando esta zona en un 27%, lo que nos hace suponer que se van a alcanzar mayores temperaturas.

Estos puntos de altas temperatura tienen mucha relación con la formación de las crestas, ya que como se ha visto anteriormente hay un momento, antes de que empiece la rotura del material, en que se produce una gran liberación de energía en la zona primaria, en torno al filo de la herramienta. Esto hace que al avanzar la herramienta este calor sea evacuado por dos zonas, una de contacto con la viruta y otra que queda en la parte mecanizada a modo de “temperatura residual” que produce un mayor calentamiento que los modelos anteriores, y por tanto temperaturas más altas en esta zona, y mayor tiempo de enfriamiento. Este proceso queda también recogido en la secuencia de fotos de la figura 5.45.

Estas “ondas de temperatura” no se producen en la formación de todas las crestas, puesto que cuanto más pequeña sea la cresta, se libera menos energía y por lo tanto el calentamiento de la zona es menor. También influye en los valores de las fuerzas, que son menores y la zona de alta temperatura se encuentra más concentrada en torno al filo de la herramienta y en estos casos la mayor parte del calor generado se elimina por la viruta y no por la superficie mecanizada.

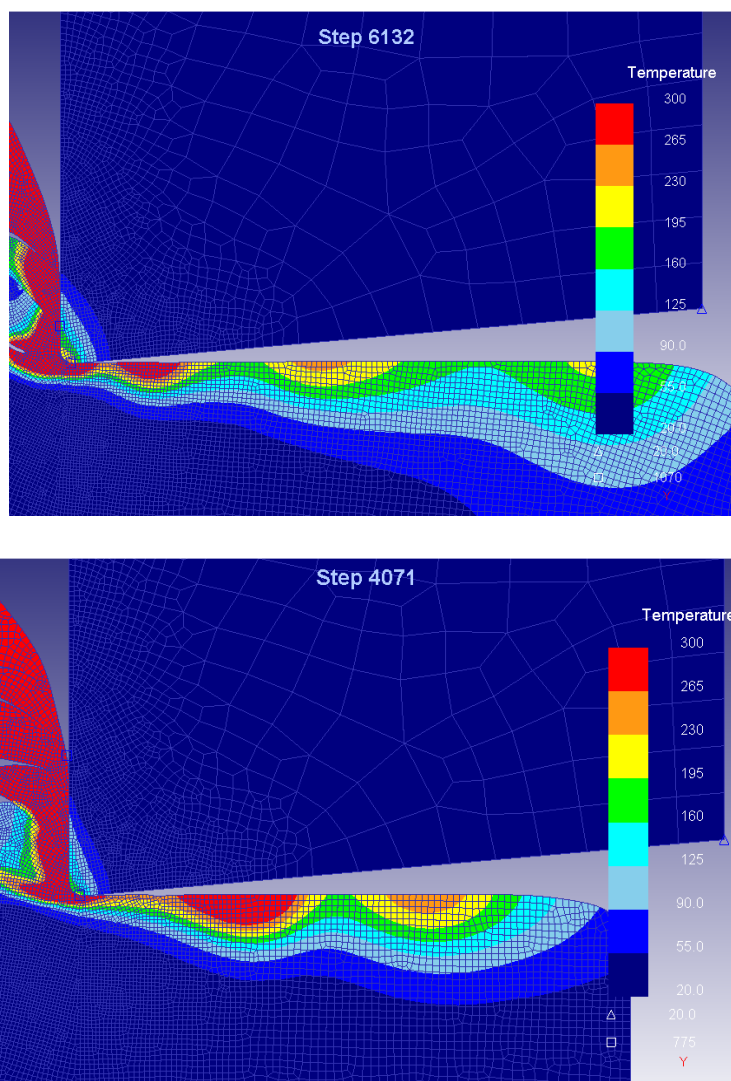


Figura 5.48: Distribución de las temperaturas en la superficie mecanizada para los modelos con eliminación de material (LDC 64 y 68).

Si se representan las temperaturas alcanzadas a lo largo de la superficie mecanizada en cada uno de los puntos, se obtiene el gráfico 5.49, en el que efectivamente, se comprueba que la temperatura sobre la superficie es mayor cuanto mayor es el límite de rotura. Sin embargo el espaciamiento entre los “focos” de alta temperatura es menor. Esto se debe al hecho de que al aumentar el límite de rotura, la generación de crestas es mayor, (se generan crestas de mayor tamaño mucho más frecuente) y por lo tanto las capas radiales se solapan. Este hecho queda reflejado de forma muy visual ya que la primera cresta del daño 64 se genera antes que la primera cresta del daño 68.

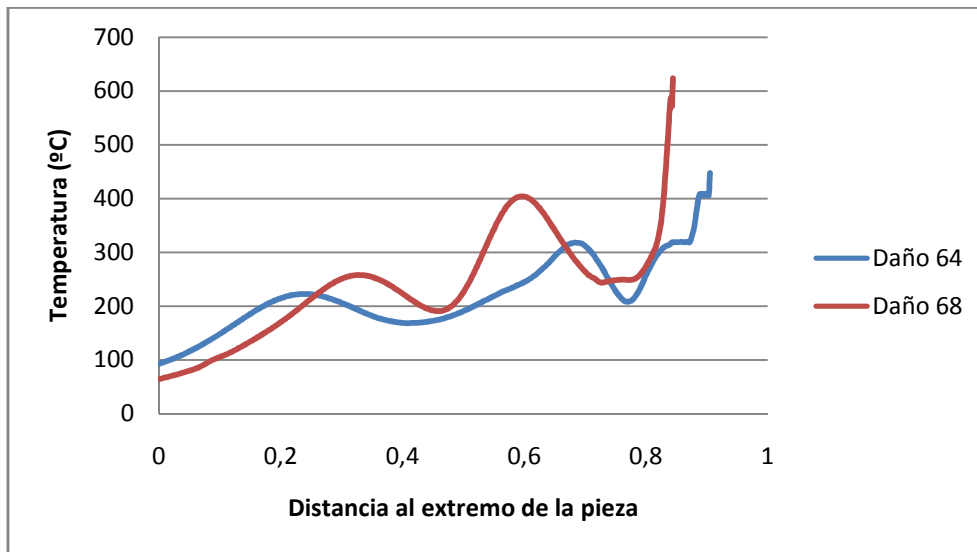


Figura 5.49: Distribución de temperaturas sobre la superficie mecanizada para los modelos con LDC 64 y 68 y eliminación de material.

La diferencia de temperatura en un mismo punto puede alcanzar hasta el 67%, sin adentrarnos en la zona más próxima a la viruta ya que las temperaturas ahí son todavía muy altas por la influencia del filo de la herramienta, aunque la variación entre los máximos de temperatura de cada uno de los modelos es del 27%, al incrementar el límite de daño un 6%.

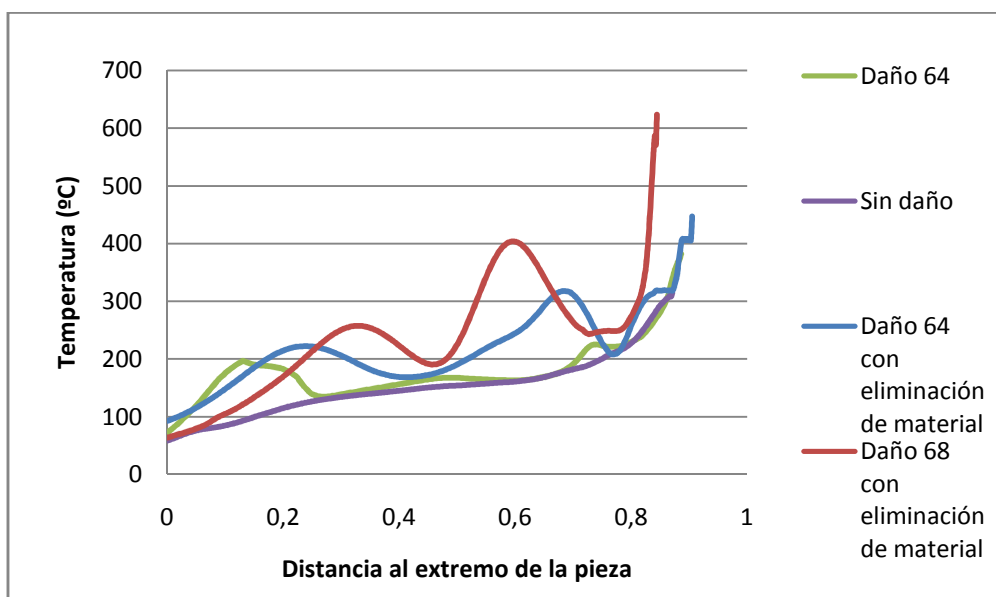


Figura 5.50: Distribución de temperaturas sobre la superficie mecanizada para todos los modelos.

La comparación entre los cuatro modelos verifica que las temperaturas alcanzadas por los modelos con eliminación de daño son mayores que los otros dos, incrementando la temperatura hasta un 159% en el modelo 4 (la temperatura aumenta el triple).

- Temperatura en la herramienta:

Por último, en cuanto a la temperatura en la herramienta, todos los modelos presentan la misma distribución de temperaturas, es decir una disminución hacia el interior de la herramienta.

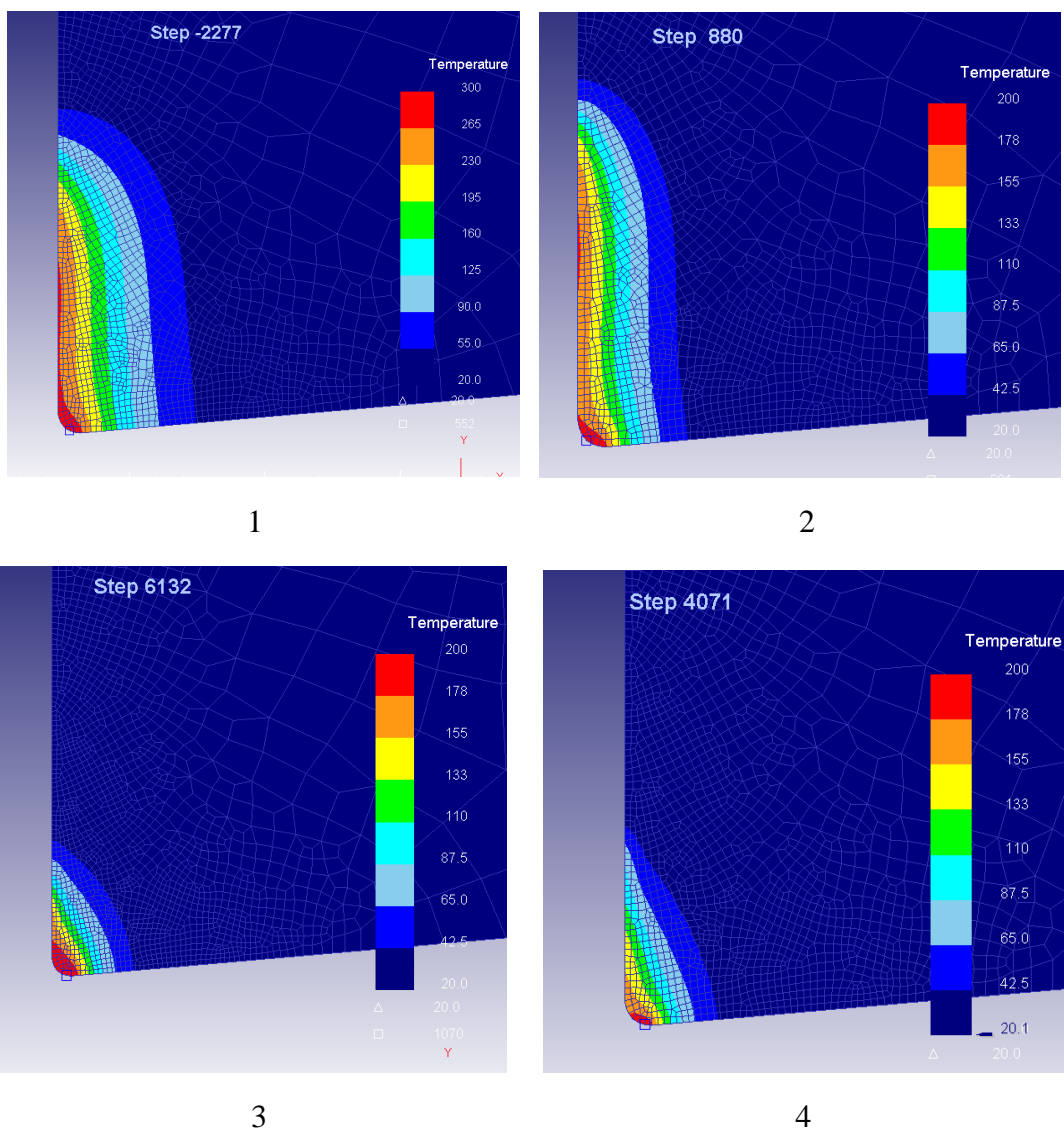


Figura 5.51: Distribución de temperaturas en la herramienta para los modelos 1 (sin condición de daño), 2 (con limite de daño 64 sin eliminación de material), 3 (con limite de daño 64 y eliminación de material) y 4 (con limite de daño 68 y eliminación de material).



Ahora bien, en cada modelo la longitud alcanzada en esta distribución es distinta. En esto influye mucho la longitud de contacto de la herramienta con la viruta, que es donde se produce el rozamiento y donde se ha aplicado la misma ley de fricción para todos los casos.

Los modelos sin eliminación de material de nuevo son prácticamente iguales y la representación grafica de la temperatura máxima en la herramienta de corte produce el solape de los dos modelos. Como se dijo en el apartado anterior la temperatura de la herramienta no se estabiliza por lo que no se obtiene ningún valor medio, pero si valores puntuales para cada paso de la simulación.

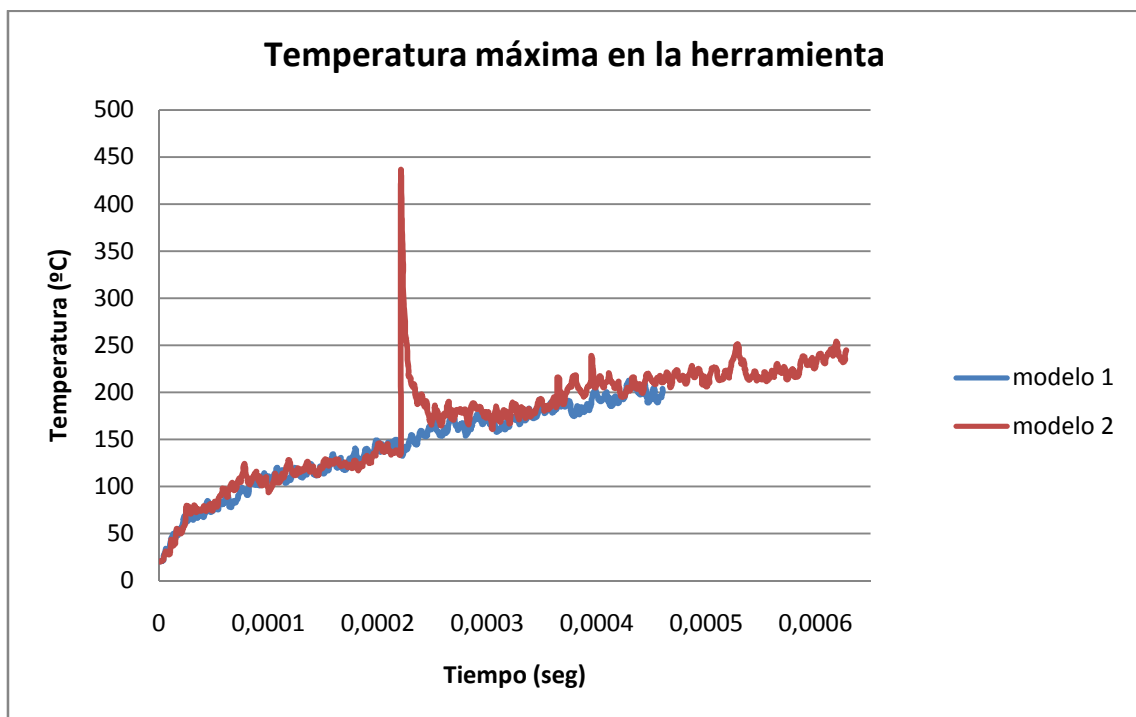


Figura 5.52: Evolución de temperaturas máximas en la herramienta para los modelos sin eliminación de material.

Hay que remarcar que la singularidad del modelo 2 no se tiene en cuenta en el estudio puesto que es una singularidad producida por un remallado automático de la simulación que ha desviado la temperatura al realizar la interpolación de datos.

Para los modelos 3 y 4 (con eliminación de material y variación del límite de daño critico), la temperatura de la herramienta también es creciente con el tiempo, sin

embargo influyen mas factores que el simple rozamiento con la viruta, pues se ha visto que las distribuciones de temperaturas son más complejas y el contacto de la zona viruta-herramienta es variable en la formación de cada cresta y consecuentemente, la temperatura de la herramienta sufre, en esos instantes en que la viruta se “despega” de la herramienta, (producido por el peso de la misma y el estrechamiento de la zona de unión con la pieza), una disminución en la temperatura, aunque no demasiado brusca como para que este hecho produzca un ciclo térmico en la punta de la herramienta.

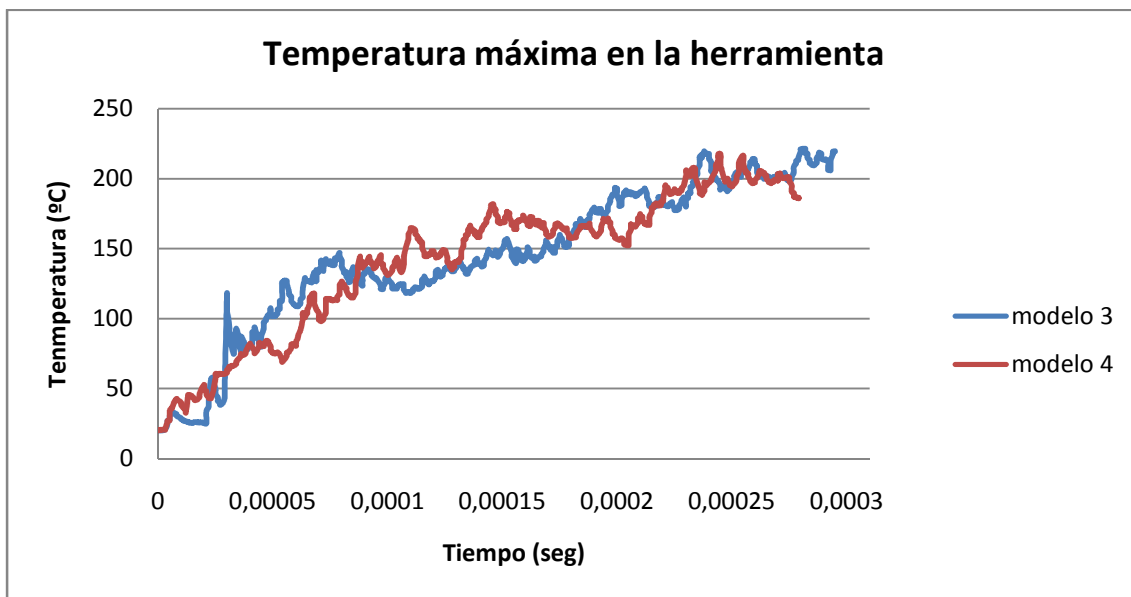


Figura 5.53: Evolución de temperaturas máximas en la herramienta para los modelos con eliminación de material.

Es por este hecho por lo que la temperatura de la herramienta en ambos modelos está comprendida en una franja constante en la evolución con el tiempo. Observando la grafica, se aprecia como las curvas de temperatura de los dos modelos se van alternando en los máximos, por tanto se deduce que ambas herramientas alcanzan las mismas temperaturas en distintos momentos, pero en un mismo instante las temperaturas tienen el mismo orden de magnitud.

A diferencia de lo que ocurría con la temperatura en la pieza, los diagramas y las graficas de las temperaturas en la herramienta son mucho más homogéneos en los cuatro casos, incluso en la evolución con el tiempo. Realizando una comparación de los cuatro modelos se comprueba que el incremento de las temperaturas de los modelos 3 y



4 con respecto a los modelos 1 y 2 alcanza en los momentos en que mas distan entre si los valores, es en torno al 37,6%, un incremento mucho menor que en el caso de las temperaturas en las piezas en el que se comprueba que la variación entre unos modelos y otros podía llegar incluso al 78,5%.

Por último se realiza una comparación entre los cuatro casos representados gráficamente en la figura 5.53. Como se observa la temperatura es creciente sea cual sea el caso, sin embargo el crecimiento es levemente mayor es los modelos 3 y 4 por lo ya explicado anteriormente. Además como ya se explico, estos modelos provocan temperaturas más altas en la herramienta llegando a variaciones del 53 % para un mismo punto.

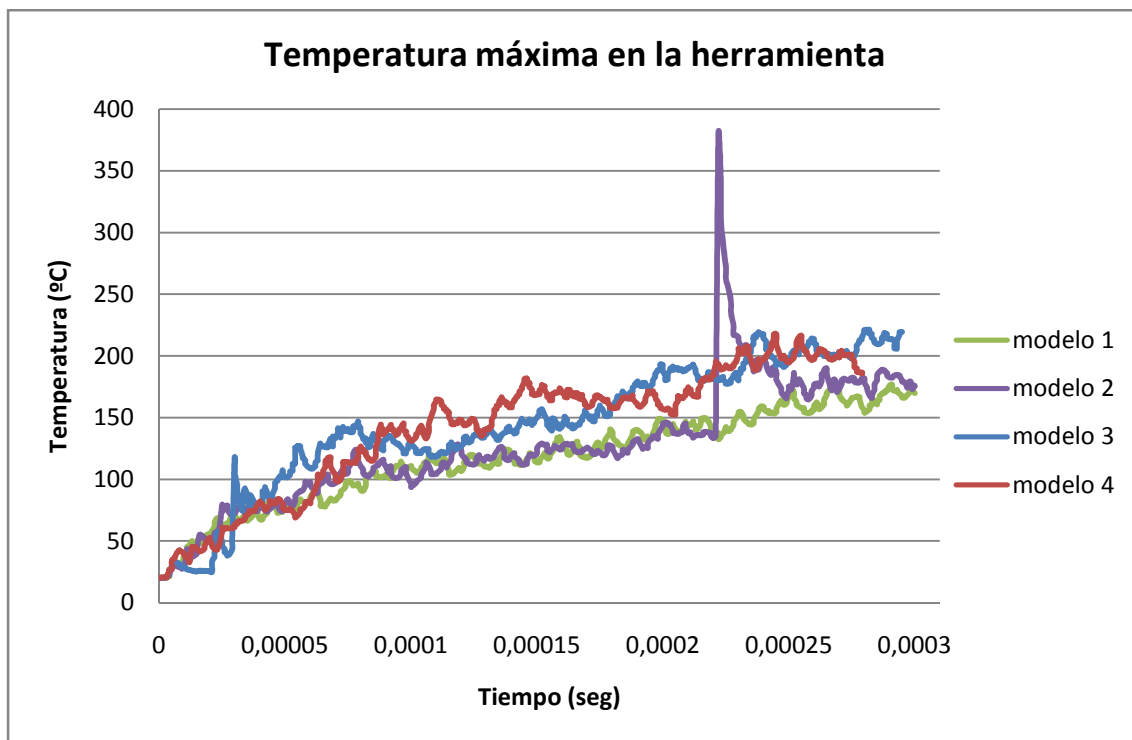


Figura 5.54: Comparación de la evolución de la temperatura máxima en la herramienta para todos los modelos.



5.2.4. Conclusiones de la segunda parte.

Después de lo visto y analizado en este segundo aparatado, se pueden llegar a las siguientes líneas de conclusión:

El modelo en el que se introduce un límite de daño critico distinto de cero, pero sin embargo no se impone la condición de eliminación de material al alcanzar ese límite por los elementos del mallado, apenas muestra variación respecto al modelo en el que no se implanta ninguno de los dos parámetros (limite de daño y eliminación de material). Todos los parámetros estudiado en cuanto a la morfología de la viruta, las fuerzas o las temperaturas, tienden a estabilizarse en torno a los mismo valores que los modelos sencillos, por tanto no es de gran interés en introducir este parámetro sin incluir la eliminación de material a la hora de realizar estudios puesto que no aporta ninguna novedad ni mejora el modelo

La única diferencia que se puede observar son unas ligeras oscilaciones tanto en las fuerzas como en las temperaturas, como resultado del reblandecimiento del material por introducir un daño critico, sin embargo estas oscilaciones son muy pequeñas y no son transcendentales puesto que los valores medios alcanzados en ambos parámetros son prácticamente iguales.

Ahora bien, los modelos en los que se introduce la eliminación de material juntos con un límite de daño critico, alcanzas valores muy diferentes en todos los parámetros analizados respecto de los modelos anteriores. La morfología de la viruta es la primera gran variación puesto que no se produce una viruta continua, si no una viruta aserrada, cuya distancia entre crestas aumenta al aumentar el límite de daño crítico, puesto que en un mismo recorrido se produce un menor número de crestas. La longitud de contacto con la herramienta disminuye considerablemente en comparación con los casos anteriores, pero de nuevo vuelve a aumentar con el aumento del límite de daño crítico. Sin embargo en estos modelos esta longitud no es estable, si no variable y por tanto el ángulo de cizalladura también lo será.

Este ciclo de variación viene se repite tanto en las fuerzas como en las temperaturas debido al estrechamiento de la zona de unión de la viruta con la pieza, por



creación y propagación de la grieta en el interior del material para formar las crestas, por tanto esto definirá todos los demás parámetros. Por tanto la introducción de eliminación de material provoca que en vez los parámetros de estudio alcancen unos valores estables, se produce un ciclo de repetitividad en el que los parámetros variarán constantemente con el tiempo.

Las fuerzas son muy variables, tanto las de corte como las avance, y encuentran una disminución cada vez que una cresta de la viruta se completa, pues la fuerza que tiene que realizar la pieza para avanzar es mucho menor. La fuerza media de corte aumenta con el límite crítico considerablemente, igual que la de avance, pero a diferencia de esta última las variaciones en las fuerzas de corte mínimas y máximas son muy diferentes, pues la fuerza mínima de corte aumenta mucho más que la máxima, mientras que en las de avance las fuerzas mínima y máximas mantiene el mismo orden de crecimiento que la fuerza de avance. Esto implica que la fuerza de avance que en los casos anteriores era más inestable, en estos modelos se estabiliza mucho más que la de corte, y aumenta con el límite de daño crítico en la misma proporción, pero la fuerza de corte no. Al aumentar el límite lo que se obtiene en la fuerza de corte es un menor rango de variación reduciéndose especialmente las fuerzas más pequeñas que son las que aumentan considerablemente.

Por último la temperatura es el parámetro más complicado puesto que es el menos estable, ya que los ciclos de rotura en la formación de las crestas induce temperaturas muy altas al producirse una gran eliminación de energía al iniciarse el principio de la rotura. Esto provoca una mayor dificultad de estabilización incluso que en las fuerzas, puesto que los picos de calentamiento grande provocan una acumulación de energía que se superpone antes de que la pieza pueda disipar todo el calor generado. Evidentemente esto proporciona que la temperatura sea mucho mayor que en los modelos anteriores, aunque al aumentar el límite de daño la estabilización se hace más posible debido a que transcurre mucho más tiempo entre la formación de las crestas y los picos alcanzados son menores.

En cuanto a la superficie mecanizada, se obtienen mayores temperaturas y una distribución de temperaturas cíclicas a lo largo de la superficie, y a mayor profundidad



hacia el interior de la pieza que en los modelos anteriores. Esto se repite en la temperatura de la herramienta que también obtiene ciclos de carga térmica debido a la variación de la longitud de contacto, ya que cuando esta es menor se produce una mayor concentración de energía en la punta de la herramienta, (y consecuentemente en la superficie mecanizada) y por tanto una mayor elevación de temperatura. En este caso el aumento del límite de daño crítico no es muy significativo pues la temperatura de la herramienta es creciente con un rango de temperaturas similar en ambos casos. La mayor influencia se encuentra en que cuanto mayor sea el tiempo que transcurre entre la formación de las crestas, mayor es la leve disminución que permite de la temperatura en la herramienta (es decir se produce leves descensos más pronunciado) y mayor es la separación entre los puntos de alta temperatura en la superficie mecanizada.



Capítulo 6

Conclusiones y Líneas de Trabajo Futuras.

Tras el completo análisis realizado a todos los modelos desarrollados para este proyecto y su comparación, se puede afirmar que:

- La variación del radio de punta provoca un aumento en el espesor de viruta, la longitud de contacto con la herramienta, las fuerzas tanto de avance como de corte y las temperaturas.
- El aumento del radio provoca una mayor ondulación de la viruta en pasadas sucesivas, que induce a pensar en una viruta más aserrada, o un reblandecimiento del material puesto que las temperaturas son mayores debido al calentamiento de la herramienta y a la temperatura residual sobre la superficie mecanizada debido a la pasada anterior.
- La Fuerza de Corte estabiliza rápidamente para ambas pasadas y para todos los redondeos de filo. Los valores de esta Fuerza, en ambas pasadas, aumentan al aumentar el redondeo de filo, siendo este efecto más notable en el caso de la segunda pasada. Las diferencias porcentuales entre realizar una o dos pasadas oscilan en torno al 25-15%, obteniendo valores mayores en la primera pasada. La fuerza de avance presenta más oscilaciones que la fuerza de corte, pero también



estabiliza para todos los casos. Al aumentar el redondeo de filo se produce un importante incremento de la fuerza de avance. En cuanto a la realización de una o dos pasadas para el redondeo de filo 0,02mm se obtiene un valor mayor en primera pasada, sin embargo para redondeo 0,08mm La segunda pasada supera a la primera en valor medio.

- La Temperatura máxima en la viruta se alcanza en la zona de pérdida de contacto viruta-herramienta. Dicha temperatura muestra una tendencia muy leve al aumentar el redondeo de filo. Las diferencias porcentuales entre realizar una o dos pasadas oscilan en torno al 2%.
- La Temperatura máxima en la superficie mecanizada se alcanza para todos los redondeos de filo en la zona de tangencia de la arista de corte con la dirección del movimiento de corte. Los valores de esta Temperatura aumentan al aumentar el redondeo de filo, pero al realizar pasadas sucesivas, la diferencia entre ellas decrece al aumentar el redondeo de filo.
- La Temperatura máxima de la herramienta para todos los redondeos de filo se alcanza en la zona de tangencia de la arista de corte con la dirección del movimiento de corte. Esta temperatura no estabiliza debido a que se simulan pocos milisegundos de corte. Al aumentar el radio la temperatura máxima disminuye, pues la zona de contacto más caliente de la herramienta, se separa en dos al aumentar el radio. Una zona corresponde al contacto con la viruta y otra al contacto con la pieza ya mecanizada. De este modo en el segundo caso en el que el radio es mayor, la temperatura está más distribuida y menos concentrada, por tanto disminuye. La realización de pasadas sucesivas provoca un aumento en la temperatura, pues como la simulación corresponde a un cilindrado la herramienta se ha calentado con el corte y cuando realiza esta segunda pasada ya está mucho más caliente, y el nuevo corte con la pieza incrementa aún más su temperatura.



- En cuanto a la introducción de un límite de daño crítico sin eliminación de material, las variaciones con respecto al modelo sin el límite de daño, son despreciables pues en ningún parámetro esta diferencia supera el 2%, por lo que no aporta ninguna información nueva.
- La introducción de un límite de daño crítico junto con la condición de eliminación de material al llegar al límite señalado, provoca que las magnitudes tengan carácter cíclico, al formarse una viruta aserrada en la que la zona de unión con la pieza varía durante el proceso de formación de la cresta. Este hecho condiciona todas las magnitudes.
- La formación de la viruta provoca una forma de viruta aserrada, cuya longitud de contacto y distancia entre crestas aumenta al aumentar el límite de daño. Las crestas son mayores cuanto más se eleve el límite crítico y la distancia recorrida entre la formación de las mismas, también aumenta. La longitud de contacto es variable durante la creación de las crestas.
- Las fuerzas tanto de avance como de corte poseen mucha vibración, aunque tienden a desarrollarse en un rango de fuerzas. Las fuerzas de corte media, mínima y máxima aumentan con el límite de daño. La mayor variación viene dada por las fuerzas mínimas, lo que produce que la franja de variación de la fuerza disminuya.
- Las fuerzas de avance, también oscilantes, no estrechan la franja de variación y al aumentar el límite, la fuerza media mínima y máxima aumentan aproximadamente en la misma proporción, por lo que el estrechamiento del rango de esta fuerza es menor que la de corte.
- Las temperaturas son los parámetros más influenciados por las variaciones de la formación de la viruta. La temperatura en la viruta provoca grandes picos de energía en el interior de la pieza, en la zona primaria, donde se dan las temperaturas máximas. La tendencia a estacionarse, es más proclive cuando se aumenta el límite



de daño, puesto que es tiempo que pasa entre la formación de las crestas es mayor y permite cierto “enfriamiento” de la pieza.

- La temperatura en la zona mecanizada, viene definida por ondas de temperaturas cuyos picos son más alejados al disminuir el límite de daño, puesto que la frecuencia de generación de crestas de tamaño más grande, es menor. Aun así las temperaturas sobre la superficie aumentan, al aumentar el límite de daño.
- Las temperaturas en la herramienta son crecientes con el avance de la misma, sin embargo los grandes picos de calor que se produce al principio de la formación de la herramienta, provoca que tengas un crecimiento mayor que los casos sin eliminación de material y ocurran entre cresta y cresta de la viruta un leve descenso. Esto provoca un aumento de la temperatura mucho más irregular, se suaviza al aumentar el límite de daño.

Tras las conclusiones expuestas, se observan numerosas líneas de trabajo a seguir entre las que se proponen las siguientes:

- Extender el análisis a otras geometrías de herramienta (desgaste de flanco, filos con faceta negativa, etc.), a otros parámetros de corte y a otros materiales distintos del acero inoxidable AISI 316L.
- Ajustar el modelo numérico y validarlo experimentalmente empleando la información disponible en la referencia [1], ya que el material empleado es diferente.
- Realizar análisis sobre las tensiones residuales en modelos con variación de radio. También se puede ampliar el estudio a los caso de eliminación de material en los que las fuerzas son mucho más variables y tienen más vibraciones.
- Estudiar modelos de pasadas sucesivas para los modelos con eliminación de material, para comprobar el comportamiento de los parámetros en estos casos.



- Ampliar el estudio de eliminación de material a diferentes geometrías de filo, diferentes profundidades y diferentes velocidades. Todos estos parámetros influenciarán de manera muy distinta en cada parámetro estudiado pues son muy condicionantes.



Capítulo 7

Bibliografía.

[1] Marín Calor, N.: *“Análisis Termomecánico de la influencia del desgaste geométrico de las herramientas en procesos de corte ortogonal de aceros inoxidable austeníticos.”* Tesis Doctoral, Universidad Carlos III de Madrid, 2010.

[2] Umbrello et al, 2007.

[3] Polo Rojo, M.: *“Influencia del desgaste de flanco en la modelización numérica 2D del corte ortogonal de aceros inoxidable austeníticos.”* Proyecto fin de carrera, Universidad Carlos III de Madrid, 2011.

[4] Ocaña Carrasco, M.: *“Análisis mediante el método de elementos finitos de procesos de corte ortogonal con distintos redondeos de filo.”* Proyecto fin de carrera, Universidad Carlos III de Madrid, 2011.

[5] García de Lomana Moralejo, J.M.: *“Estudio paramétrico del proceso de corte ortogonal mediante el método de los elementos finitos: Análisis de la influencia de la velocidad de corte y del coeficiente de fricción en los resultados numéricos a escala global y local.”* Proyecto fin de carrera, Universidad Carlos III de Madrid.



- [6] Ynigo Rivera, A. “*Modelos de fricción para mecanizado de alta velocidad.*” Proyecto fin de carrera, Universidad Carlos III de Madrid.
- [7] Morán González, J.L.: “*Efectos térmicos en el mecanizado de piezas de acero al carbono.*” Tesis, Universidad Politécnica de Madrid, 2000.
- [8] Estrems Amestoy, M.: “*Principios de mecanizado y planificación de procesos.*” Universidad Politécnica de Cartagena, 2007.
- [9] Ávila Hernández, R.E.: “*Comparación de torneado húmedo y seco con la utilización de insertos de la serie GC 4000 de SANDVIK, para el maquinado de probetas de 5 in de largo, 1/2 in de diámetro y rosca 3/4 unc 10 hilos x in, de acero inoxidable tipo 304 y acero aleado AISI 4140.*” Tesis profesional, Universidad de las Américas Puebla, 2004.
- [10] R. M'Saoubi, J.C. Outeiro, B. Changeux, J.L. Lebrun, A. Morão Dias “*Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels.*” Journal of Materials Processing Technology. 1998
- [11] V. Kalhori “*Modelling and simulation of mechanical cutting.*” Doctoral Thesis, Lulea Tekniska Universitet, 2001
- [12] J-Cherng Su. “*Residual stress modeling in machining processes.*” Dissertation, Georgia Institute of Technology, December 2006
- [13] D. Umbrello, R. M'Saoubi, J.C. Outeiro “*The influence of Johnson–Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel*” International Journal of Machine Tools & Manufacture Abril 2006
- [14] Galeano Bilbao, J. “*Análisis numérico del efecto de la flexión en el coformado de chapas*” Proyecto fin de carrera, Universidad de Sevilla, Sevilla 2009.



[15] “*Apuntes de la asignatura Tecnología de Fabricación I.*” Ingeniería Industrial de la Universidad Carlos III de Madrid.

[16] “*Apuntes de la asignatura Tecnología de Fabricación II.*” Ingeniería Industrial de la Universidad Carlos III de Madrid.

[17] “*Apuntes de la asignatura Mecánica de sólidos.*” Ingeniería Industrial de la Universidad Carlos III de Madrid.

[18] “*Apuntes de la asignatura Cálculo de máquinas.*” Ingeniería Industrial de la Universidad Carlos III de Madrid.

[19] <http://www.hytonline.com.ar/infotecnica/241-control-de-virutas>

[20] <http://es.scribd.com/doc/16514737/Mecanica-Del-Corte>

